



Vindmøllegeneratorer

Virkemåde tilpasning, styring

Krabbe, U.

Publication date:
1986

Document Version
Publisher's PDF, also known as Version of record

[Link back to DTU Orbit](#)

Citation (APA):
Krabbe, U. (1986). *Vindmøllegeneratorer: Virkemåde tilpasning, styring*. Risø National Laboratory. Risø-M No. 2562

General rights

Copyright and moral rights for the publications made accessible in the public portal are retained by the authors and/or other copyright owners and it is a condition of accessing publications that users recognise and abide by the legal requirements associated with these rights.

- Users may download and print one copy of any publication from the public portal for the purpose of private study or research.
- You may not further distribute the material or use it for any profit-making activity or commercial gain
- You may freely distribute the URL identifying the publication in the public portal

If you believe that this document breaches copyright please contact us providing details, and we will remove access to the work immediately and investigate your claim.

Vindmøllegeneratorer

Virkemåde, tilpasning, styring

Ulrik Krabbe



Forsøgsanlæg Risø, 4000 Roskilde, Danmark
Februar 1986

Rapporten er udarbejdet af Ulrik Krabbe, Ndr. Strandvej 50,
3000 Helsingør som konsulentarbejde for Prøvestationen for
Vindmøller.

ISBN 87-550-1205-1

ISSN 0418-6435

Grafisk Service, Risø 1986

VINDMØLLEGENERATORER

Virkemåde, tilpasning, styring

Ulrik Krabbe

Abstract. Den asynkrone generators virkemåde beskrives, og dens egenskaber behandles. Der gengives et dataprogram til beregning af drejningsmoment, tab og reaktiv effekt. For nettilsluttede asynkrone vindmøllegeneratorer behandles især styringen af ind- og udkoblingen til nettet. For kondensatormagnetiserede asynkrongeneratorer til møller uden nettilslutning behandles især styringen af spænding, frekvens og effekt. Endelig behandles den permanentmagnetiserede synkrongenerators egenskaber ved anvendelse til vindmøller som skal levere energi til akkumulatoropladning.

Februar 1986

Forsøgsanlæg Risø, DK 4000 Roskilde, Danmark

INDHOLD	Side
FORORD OG BRUGERVEJLEDNING.....	5
BETEGNELSE, DEFINITIONER OG SYMBOLER.....	6
1. DEN ASYNKRONE GENERATORS VIRKEMÅDE.....	11
1.1 Indledning.....	11
1.2 Den asynkrone maskines bestanddele.....	12
1.3 Asynkronmaskinens grundlæggende egenskaber.....	13
1.4 Asynkronmaskinernes dimensioner.....	15
1.5 Statoren.....	16
1.6 Sammenkoblingen af faseviklingerne.....	18
1.7 Det synkrone magnetfelt.....	19
1.8 Magnetfeltet i luftspalten.....	20
1.9 Viklinger for højere poltal.....	24
1.10 Den inducerede spænding i tomgang.....	25
1.11 Ækvivalentdiagrammet for statoren.....	26
1.12 Momentdannelsen i maskinen.....	28
1.13 Drejningsmomentets fortegn.....	30
1.14 Rotorstrømmens indflydelse på statorstrømmen....	30
1.15 Asynkronmaskinens ækvivalentdiagram.....	31
1.15A Rotorens ækvivalentdiagram.....	31
1.15B Effektforholdene.....	32
1.15C Primærstrømmens fase.....	33
1.16 Resume af afsnit 1.7-1.15.....	34
2. BEREGNEDE EGENSKABER MM.....	35
2.1 Asynkronmaskinens tab.....	35
2.2 Momentkurven.....	37
2.3 Ækvivalentdiagrammets udfuldkommenheder.....	37
2.4 Magnetiseringskurven.....	39
2.5 Beregningsmetoden i dataprogrammet.....	40
2.6 Virkningsgrad og tab.....	41
2.7 Omdimensionering af en asynkronmaskine.....	42
2.7A Omdimensionering fra motor til generator...	42
2.7B Omdimensionering fra 50 Hz til 60 Hz.....	43
2.8 Standardegenskaber.....	44
2.9 Asynkronmaskinernes holdbarhed. Beskyttelse....	45
2.9A Organiske isolationsmaterialers levetid....	45
2.9B Beskyttelse mod overtemperatur.....	46
2.10 Nogle økonomiske overvejelser.....	47
2.11 Indsamling af primærdata.....	48
2.11A Beregnede data.....	48
2.11B Måling af primærdata.....	48
3. NETTILSLUTTEDE GENERATORER.....	53
3.1 Indkobling af asynkronmaskinen til nettet.....	53
3.1A Omdrejningstallets- og retnings- betydning.....	53
3.1B Den transiente strøm ved kontaktor- indkobling.....	54
3.1C Indkobling med tyristorer.....	55
3.1D Generelt om fasevinkelstyring ved veksel- strøm.....	56
3.1E Overtonernes betydning.....	57
3.1F Styringshastigheden.....	59
3.1G Tyristorindkobling med strømbegrænsning....	59
3.1H Tyristorernes tab.....	60

3.2	Styring af ind- og udkobling.....	60
3.2A	Ikke-elektrisk styring.....	61
3.2B	Indkoblingen til nettet.....	61
3.2C	Udkobling fra nettet.....	63
3.2D	Effektfluktuationerne.....	64
3.2E	Tre forskellige udkoblingsstrategier.....	65
3.3	Stabiliteten af omdrejningstallet.....	67
3.4	Påvirkningen på netspændingen.....	68
3.5	Forholdene ved fejl på nettet.....	69
3.5A	Afbrud af en faseledning	69
3.5B	Kortslutning af generatorklemmerne.....	70
3.6	Kondensatorkompensering.....	71
3.7	Drift med to omdrejningstal.....	72
3.7A	To adskilte generatorer.....	72
3.7B	Een generator med polomkobling.....	75
4.	VINDMØLLER UDEN NETTILSLUTNING.....	77
4.1	Effektbalancen.....	77
4.1A	Ved vingedrejning.....	78
4.1B	Ved stalling.....	78
4.2	Den kondensatormagnetiserede asynkronmaskine....	79
4.2A	Den kondensatormagnetiserede maskine i tomgang.....	79
4.2B	Asynkronmaskinen med fast modstandsbe- lastning.....	80
4.2C	Spændingsoptagning.....	82
4.2D	Belastning med variabel modstand.....	83
4.2E	Beregning af kondensatorstørrelsen.....	85
4.3	Den praktiske udformning.....	85
4.3A	Styring kun til opvarmning.....	86
4.3B	Styring med mange modstandstrin.....	87
4.3C	Styring med kondensatorkompensation.....	88
4.3D	Automatisk styring af spænding og frekvens.	88
4.4	Møller med synkronmaskiner.....	89
4.4A	Den permanentmagnetiserede synkronmaskine..	90
4.4B	Synkronmaskiner til akkumulatoropladning...	91
4.4C	Effektbalancen.....	95
	LITTERATUR.....	97
	BILAG:	
1.	Dimensionsstandard for asynkronmaskiner.....	99
2.	Diverse normbestemmelser.....	101
3.	Tabeller til beregning af tab mm for norm- maskiner.....	103
4.	Beregning af magnetiseringskurve.....	105
5.	Opladekurver fra vindmølledrevet synkrongene- rator.....	107
6.	Dataprogram for asynkronmaskine.....	111
7.	Tab i kileremme mm ved togeneratorordrift af vind- møller.....	117
8.	Møllemomentet som funktion af w_m	121
	SUMMARY IN ENGLISH.....	123

FORORD OG BRUGERVEJLEDNING.

Denne bog vender sig primært til ingeniører og teknikere som beskæftiger sig med den elektrotekniske del ved konstruktion, projektering eller afprøvning af vindmøller.

Endvidere til elværkspersonale, som beskæftiger sig med tilslutning af vindmøller til nettet, og til ingeniører som skal rådgive deres kunder ved anskaffelse af vindmøller. Bogen sigter på at være en hjælp ved dette arbejde.

Der forudsættes ikke særligt kendskab til elektriske maskiner, men kendskab til elementær elektrisk kredsløbsteori og magnetiske love vil være en fordel.

Bogen tager primært sigte på at skaffe læseren et overblik over de problemer som er forbundet med anvendelsen af elektriske generatorer i vindmøller. Den sigter endvidere på at give læseren mulighed for at foretage forskellige beregninger, f.eks. tabsberegninger.

Det forudsættes at læserne har forskellig interesse i at fordybe sig asynkronmaskinens indre virkemåde. Studiet kan derfor ske på 3 niveauer:

1) Hurtigst. Der læses afsnit 1.1-1.6. Derefter hoppes til resume i afsnit 1.16. Afsnit 2.3 overspringes.

2) Kapitel 1 læses i sin helhed, men med den undtagelse, at afsnittene mærket "beregning" overspringes. Afsnit 2.3 overspringes eventuelt.

3) Afsnit 1.16 overspringes eventuelt.

Beregning af asynkronmotorers egenskaber sker idag lettest med et dataprogram. Da mindre computere i dag er almindeligt udbredt, findes der i bogen til dette brug et dataprogram, som læseren kan indtaste på sin egen datamaskine. Det mest udbredte programmeringssprog for mindre computere er idag BASIC, hvorfor dette sprog er valgt.

Da hverken datamaskiner eller skrivemaskiner forstår græske bogstaver, er disse og ligeledes indices undgået i alle formler.

Uden brug af computer muliggøres beregning af tab og reaktiv effekt for de mest gængse generatortyper (bilag 3).

Jeg takker Peter Hjuler Jensen og Helle Greisen for kritisk gennemlæsning af manuskriptet samt firmaerne ASEA A/S og A/B, Dansk Vind Teknologi A/S og Transmotor A/S for velvilligt at have stillet tekniske oplysninger til rådighed.

Helsingør, februar 1986



BETEGNELSER, DEFINITIONER OG SYMBOLER.

A. SPENDINGER OG STRØMME.

EN SINUSFORMET SPENDING udtrykkes som:

$$e = E_{\text{top}} \cdot \sin(\omega \cdot t) = E_{\text{top}} \cdot \sin(2\pi \cdot f \cdot t) \text{ (volt)}$$

e er spændingens øjebliksværdi

E_{top} er spændingens amplitudeværdi

t er tiden i sekunder.

f er spændingens frekvens (1/sek.)

ω er den elektriske vinkelhastighed (radianer pr sekund)

EFFEKTIVVÆRDIEN for strømme og spændinger udtrykkes ved

Store bogstaver : U, I, E .

B. DET TREFASEDE NET.

Et trefaset net har tre ledere med betegnelserne

R, S og T, samt undertiden en nulledning.

Bogstavrækkefølgen angiver fasefølgen.

YDERSPENDINGEN U , (effektivværdi) eller U_Y er spændingen mellem to faser. Betegnelsen 3 x 380 Volt betyder, at U er 380 Volt.

FASESPENDINGEN U_f er spændingen mellem nullelederen og en faseleder. Hvor der ingen nulleleder findes, defineres U_f som U divideret med kvadratrods 3. For et 3 x 380V net er $U_f = 220$ Volt.

FREKVENSEN af spændingen.

Alle beregninger udføres for 50 Hz, men det fremgår af formler, hvorledes beregningerne kan foretages ved anden frekvens. Netfrekvensen betragtes som en konstant størrelse.

DEN TREFASEDE STRØM benyttes som udtryk for alle de tre strømme i et trefaset system, som forudsættes symmetrisk, dvs ens strømme med indbyrdes faseforskydning på 120 grader.

DEN TREFASEDE SPENDING benyttes som udtryk for de tre spændinger mellem de tre faseledere i et symmetrisk net, dvs fasevinkeln mellem de tre spændinger er 120 grader.

TREFASET EFFEKT udtrykkes:

$$P_{\text{EL}} = \sqrt{3} \cdot U \cdot I \cdot \cos(\phi) = 3 \cdot U_f \cdot I \cdot \cos(\phi) \text{ i enheden watt.}$$

ϕ er den fasevinkel strømmen ligger efter spændingen.

TREFASET REAKTIV EFFEKT udtrykkes:

$$Q = \sqrt{3} \cdot U \cdot I \cdot \sin(\phi) \text{ i enheden Var}$$

TREFASET TILSYNELADENDE EFFEKT udtrykkes:

$$S = \sqrt{3} \cdot U \cdot I \text{ i enheden VA}$$

AKTIV STRØMKOMPOSANT: $I_A = I \cdot \cos(\phi)$

REAKTIV STRØMKOMPOSANT: $IR = I \cdot \sin(\phi)$ hvoraf:

$$P_{EL} = 3 \cdot U_f \cdot I_A, Q = 3 \cdot U_f \cdot IR$$

DEN NOMINELLE SPÆNDING er i Danmark $3 \cdot 380$ volt, 50 Hz, med en tolerance på spændingen på +10% til -10%. Det er besluttet, at dette indenfor nogle år vil blive ændret til den nominelle spænding 3×400 volt med tolerancerne +5%, -10%, HVIKET ALLEREDE NU BØR TAGES I BETRAGTNING.

C. ELEKTRISKE MASKINER:

EN ELEKTRISK MASKINE er kendetegnet ved at den kontinuert kan omforme en roterende aksels mekaniske energi til elektrisk eller omvendt.

OMDREJNINGSTALLET for en elektrisk maskine angives som n målt i om drejninger pr MINUT.

VINKELHASTIGHEDEN for generatorens rotor (ikke at forveksle med vinkelhastigheden for vindmøllens hovedaksel) bliver:

$$\omega_m = 2 \cdot \pi \cdot n / 60 \text{ (m index for mekanisk)}$$

DEN MEKANISKE EFFEKT kan udtrykkes som:

$$P_{MEK} = \omega_m \cdot M, \text{ M er moment i Newtonmeter}$$

VIRKNINGSGRADEN η bliver for en generator:

$$\eta = P_{EL} / P_{MEK}$$

MÆRKEDATA er de data som står på en maskines mærkeskilt: MÆRKESPÆNDING, MÆRKESTRØM, MÆRKEEFFEKT, MÆRKEOMDREJNINGSTAL, mm. Skiltets mærkedata er sammenhørende. Ved mærkespænding og mærkeeffekt, i driftsvarm tilstand vil maskinens strøm blive mærkestrømmen og omdrejningstallet vil blive mærkeomdrejningstallet.

D. VINDMØLLER.

EFFEKTEN i vinden er pr kvadratmeter: $P = 0.5 \cdot \rho \cdot v^3$
 ρ er luftens vægtfylde og v er vindhastigheden.

EFFEKTKOEFFICIENTEN C_p er den brøkdel af vindeffekten som omdannes til mekanisk effekt. Den er en karakteristisk egenskab for vingeprofilen og er en funktion af v_{tip}/v hvor v_{tip} er vingspidshastigheden. Den teoretisk højeste værdi for C_p er 59%.

EFFEKTKURVEN er den kurve som angiver generatorens afgivne elektriske effekt som funktion af vindhastigheden.

STALLING. Når vindhastigheden i forhold til vingspidshastigheden overstiger en vis grænse, sker der en ændring af luftstrømningen omkring vingen, hvilket giver en kraftig nedsættelse af C_p og dermed møllens drivkraft. Dette fænomen betegnes som stalling.

Stallingen afhænger af vingens form og den vinkel den danner med bevægelsesretningen og er for møller med fast vingeinkel et middel til at begrænse effekten ved store vindhastigheder.

(Vingespids hastigheden er for møller 75-100 kW ca 40-50 m/s).

E. NOTATION.

a^n	skrives som a^n	$a \cdot 10^n$	skrives som aE_n
e^n	" " $\exp(n)$	\sqrt{A}	" " $\text{sqr}(A)$
$\sqrt{2}$	" " 1.414	$\sqrt{3}$	" " 1.732
π	" " $\pi = 3.14159$	μ_0	" " $\mu_0 = \pi \cdot 4E-7$
$\int_a^b f(x)dx$	skrives som $\text{integr: } a, b \quad f(x) \cdot dx$		

Den naturlige logaritme til P skrives som $\text{LOG}(P)$

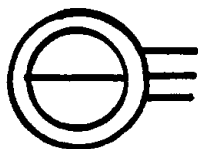
F. SYMBOLER.



Selvinduktion: L, reaktans: X, eller vikling



Modstand: R, eller impedans: Z



Trefaset asynkron kortslutningsmaskine.



Trefaset synkron generator med permanente magneter



Triac



Tyristor

G. BETEGNELSER.

b	magnetfelt.....	Tesla
ba	luftspaltefeltets øjebliksværdi....	Tesla
Ba	amplitudeværdi for sinusformet luftspaltefelt.....	Tesla
Bmax	maks for feltet i luftspalten.....	Tesla
Cp	effektkoefficient for hele møllen.	
d	tykkelse af luftspalten.....	m
e	øjebliksværdi, induceret spænding..	volt
ETA	virkningsgrad	
E	induceret spænding i en fasevikling	volt
f	en vekselstrøms frekvens.....	1/s.
Fi	faseforskydningsvinkel	
FIMAX	den totale flux pr pol.....	voltsek
I0A	aktiv del af magnetiseringsstrøm...	A.
I0R	reaktiv del af magnetiseringsstrøm.	A.
I1	statorstrøm.....	A.
I1A	aktiv statorstrøm.....	A.
I1R	reaktiv statorstrøm.....	A.
I2	rotorstrøm henført til statoren....	A.
I2A	aktiv rotorstrøm henført til sta- toren.....	A.
I2R	reaktiv rotorstrøm henført til statoren.....	A.
IM	generatorens mærkestrøm.....	A.
k	kortslutningsforholdet IKU/IM	
l	blikpakkens længde.....	m
L	LOG(P)	
M	drejningsmoment.....	Nm
Mst	startmoment	Nm
n	omdrejningstal for asynkronmaskine.	r/min
n0	synkront omdrejningstal for asynkronmaskine.....	r/min
N	antal ledere pr not	
PEL	elektrisk effekt.....	W
PELM	asynkrongeneratorens mærkeeffekt...	kW
PFE	asynkronmaskinens jerntab.....	W
PG	asynkronmaskinens gnidnings- og ventilationstab.....	W
PCU1	tab i statorledere.....	W
PCU2	tab i rotorledere.....	W
PMEK	mekanisk effekt.....	W
polt	poltal	
Q	reaktiv effekt.....	VAR
Q	antal noter (stator eller rotor)	
rr	rotorens radie.....	m

ro	luftens vægtfylde.....	kg/m ³
rs	modstand pr længdeenhed.....	ohm/m
R1	modstand af statorvikling.....	ohm
R2	modstand af rotorvikling henført til statorsiden.....	ohm
R2L	rotormodstand ved lavt slip.....	ohm
R2S	rotormodstand ved start.....	ohm
RM	ækvivalentdiagrammets tværmstand..	ohm
Rt	modstand af transformer.....	ohm
Rl	modstand af linie.....	ohm
S	asynkronmaskinens slip	
SM	slip ved mærkeeffekt	
Uf	fasespænding.....	volt
UY	netspænding, yderspænding.....	volt
UYM	asynkronmaskinens mærkespænding....	volt
v	hastighed, vindhastighed.....	m/sek.
v	vinkel (stedangivelse i luftspalten)	
w	elektrisk vinkelhastighed.....	1/s.
wm	mekanisk vinkelhastighed.....	1/s.
w0m	synkron mekanisk vinkelhastighed...	1/s.
X	reaktans.....	ohm
X1	spredningsreaktans stator.....	ohm
X2	spredningsreaktans rotor henført til statorsiden.....	ohm
XK	kortslutningsreaktans.....	ohm
Xl	liniereaktans.....	ohm
XL	spredningsreaktans u. jernmætning..	ohm
XM	tværimpedans ækvivalentdiagram.....	ohm
XS	spredningsreaktanser ved start.....	ohm
Xt	transformerreaktans.....	ohm
ZK	kortslutningsimpedans.....	ohm

1. DEN ASYNKRONE GENERATORS VIRKEMÅDE.

1.1 Indledning.

Den asynkrone generator, som den forekommer i vindmøller er oftest en asynkron kortslutningsmotor der anvendes som generator. Da maskinen kan anvendes som begge dele, vil der i det følgende oftest blive benyttet betegnelsen asynkron maskine.

Når denne generatortype er dominerende for vindmøller som leverer effekt til forsyningsnettet, skyldes det følgende forhold:

1) Maskinen har en simpel konstruktion, som gør den meget robust. Den er - bortset fra smøring af lejer - vedligeholdelsesfri.

2) Asynkrone kortslutningsmotorer fremstilles i meget store antal med en stærkt automatiseret produktion, hvilket giver lave priser sammenlignet med andre maskintyper.

3) Den asynkrone maskine er lettere at koble til nettet end for eksempel synkrongeneratorer, og der fordres ingen automatiske reguleringsanordninger.

4) Asynkronmaskinen holder sit omdrejningstal tilstrækkelig konstant til at den er egnet for vindmøller med faste vinger og stallregulering af effekten.

Det er karakteristisk at maskinerne er produceret, så at de får de bedste egenskaber som motorer, hvilket betyder:

a) Der kan være tale om at tilpasse maskinen til generator-drift, hvilket iøvrigt gøres simpelt ved en beskeden omdimensionering af statorviklingen.

b) De data som findes på maskinernes mærkeplader og de data som er opført i kataloger kan ikke uden videre omsættes til generator-drift.

Asynkronmaskinens ulemper afhænger af om den er tilsluttet et forsyningsnet eller ej.

1) Ved nettilslutning er forbruget af reaktiv effekt en ulempe.

2) Uden nettilslutning er denne egenskab mere generende, når den reaktive effekt skal skaffes med kondensatorer.

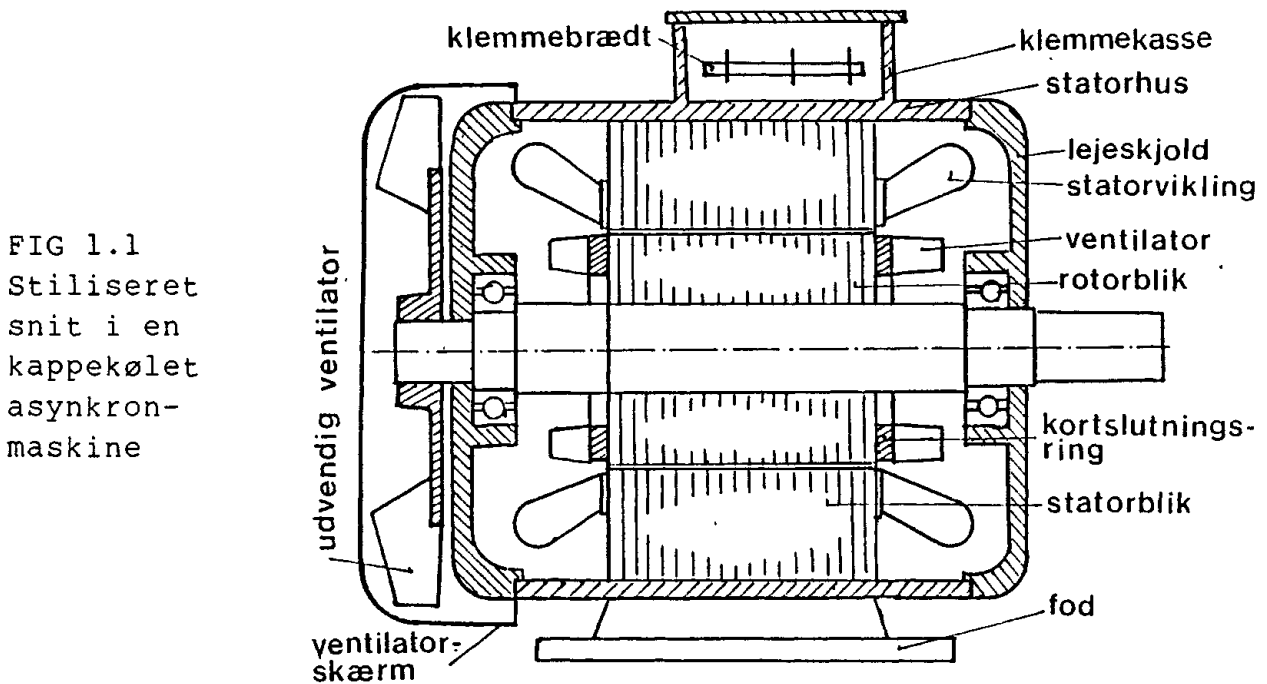
3) Det er et problem at få en ikke-nettilsluttet generator til at komme på spænding, hvis der ikke er adgang til elektrisk energi f.eks. fra et batteri.

Formålet med dette kapitel er at beskrive asynkronmaskinen, at forklare maskinens fysiske virkemåde og at udlede et beregningsgrundlag, hvorved maskinens egenskaber kan beregnes udfra data som er ret simple at måle.

1.2 Den asynkrone maskines bestanddele.

Figur 1.1 viser et stiliseret snit i en asynkronmaskine i såkaldt "kappekølet" udførelse.

Den kappekølede udførelse betyder, at maskinen er helt lukket, og afkølet med udvendig ventilator i modsætning til den "ventilerede" udførelse, hvor der blæses luft gennem maskinen.



Den roterende AKSEL som ovenfører den mekaniske effekt er lejret med KUGLELEJER som hviler i uddrejninger i LEJESKJOLDENE.

Lejeskjoldene er forsynet med styrerecesser og er fastspændt på hver side af STATORHUSET.

Statorhuset er i den viste udførelse forsynet med en FOD med 4 huller for fastspændingsbolte. Statorhuset indeholder:

STATOR-BLIKPAKKEN er den stillestående del af maskinens magnetsystem. I stator-blikpakken er der anbragt en STATOR-VIKLING. Denne er forbundet til et KLEMME-BRÆDT, som findes i KLEMMEKASSEN. Til klemmebrættet forbindes ledningerne fra forsyningsnettet.

ROTOR-BLIKPAKKEN, som er fæstet til akslen, er den bevægelige del af maskinens magnetsystem. I rotoren findes noter med aluminiumsstave som for enderne af rotor-blikpakken er forbundet til to KORTSLUTNINGS-RINGE.

På kortslutnings-ringene findes der vinger for en indvendig ventilator.

Maskinen er helt lukket. Den køles af en UDVENDIG VENTILATOR.

Luften styres af en VENTILATORSKÆRM, som desuden tjener som berøringsbeskyttelse. Statorhuset er forsynet med kølerib-

ber (ikke vist på tegningen).

Statorhus og lejeskjolde er for maskiner under 75 kW oftest fremstillet af letmetal, for større maskiner normalt af støbejern eller de består af svejsede jernkonstruktioner.

Mellem stator-blikpakke og rotor-blikpakke er der en smal luftspalte. For asynkrone maskiner er luftspalten meget lille: For maskiner op til 100 kW normalt under een millimeter.

Dette kræver en meget nøjagtig fremstilling af næsten alle maskinens dele, samt en ret stiv aksel.

1.3 Asynkronmaskinens grundlæggende egenskaber.

Inden en gennemgang af asynkronmaskinens indre virkemåde og beregningsgrundlaget, skal nogle grundlæggende egenskaber præsenteres.

En asynkronmaskine er fremforalt kendetegnet ved MÆRKE-EFFEKTEN, som er den effekt som fabrikanten garanterer, at maskinen kan afgive uden at beskadiges. Endvidere kendetegnes den af sit SYNKRONE OMDREJNINGSTAL som sammenfalder med det omdrejningstal som maskinen får, når den tilsluttes nettet og den ikke har noget mekanisk moment på akslen.

Dette synkrone omdrejningstal er proportionalt med nettets frekvens (f) og afhænger desuden af maskinens POLTAL (p_{olt}), som er en egenskab hovedsagelig bestemt af stator-viklingens udformning. Det fremgår senere, hvordan en ændret vikling ændrer poltallet.

Det synkrone omdrejningstal n_0 er bestemt af formlen:

$$n_0 = 60 \cdot f / (0.5 \cdot p_{\text{olt}}) \quad (1.1)$$

Tallet 60 kommer fra antallet sekunder i et minut.

Pol-tallet kan være et helt lige tal. De synkrone omdrejningstal bliver i Danmark med 50 Hz forsyningsnet:

Pol-tal	Omdrejningstal
2	3000
4	1500
6	1000
8	750

osv

Når asynkronmaskinen belastes med et mekanisk moment som motor, falder omdrejningstallet (n), og ved fuldlast er det faldet nogle få procent under det synkrone omdrejningstal. Tilsvarende gælder ved generatordrift, at ved fuldlast er omdrejningstallet steget nogle få procent over det synkrone omdrejningstal.

Den procentuelle ændring af omdrejningstallet ved belastning kaldes maskinens slip, som altså kan defineres som:

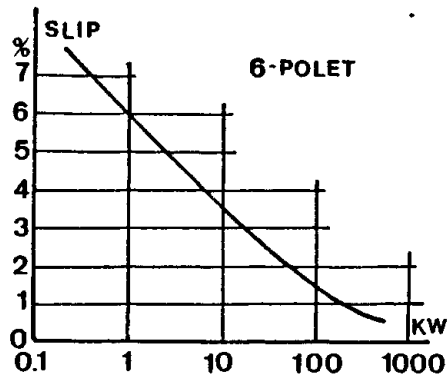
$$S = (n_0 - n) / n_0 * 100 \text{ procent.} \quad (1.2)$$

Ved motordrift bliver slippet således positivt og ved generatordrift NEGATIVT.

Slippet ved maskinens normallast afhænger af maskinens størrelse (effekt) på den måde, at slippet aftager med voksende størrelse, se Fig 1.2.

FIG 1.2

viser et eksempel på hvordan slippet ved mærkeeffekt varierer med maskinens mærkeeffekt. Der er småafvigelser fra fabrikat til fabrikat, og kurven viser gennemsnitsværdier.



I området fra tomgang til fuldlast kan man betragte slippet som proportionalt med belastningen.

Eksempel: En asynkronmotor er stemplet 1420 r/min. 50 Hz. Da slippet skal være nogle procent af omdrejningstallet, er den eneste mulighed, at maskinen er 4-polet, så at slippet ved fuld belastning bliver:

$$S = (1500 - 1420) / 1500 * 100 = 5.3\%$$

Benyttes maskinen som generator, kan man regne med omtrent samme slip, men med modsat fortegn ved mærkemoment på akslen, altså:

$$n_{gen} = \text{ca } 1580 \text{ r/min.}$$

Som det vil fremgå af det senere, afhænger slippet ret stærkt af maskinens temperatur, således at en varm maskine giver større slip end en kold. Det slip som svarer til mærkeomdrejningstallet angivet på mærkepladen er ifølge normerne slippet ved driftsvarm maskine.

Det forhold, at maskinens omdrejningstal kun stiger nogle procent fra ubelastet generator til fuldlastet generator er som nævnt en fordel ved stallregulerede vindmøller. Til gengæld er det en ulempe, at man er bundet til de få synkrone omdrejningstal.

Den aerodynamiske virkningsgrad har sit maksimum ved en vingehastighed som er proportional med vindhastigheden, og det ville være ønskeligt, med en regulering af generatorens omdrejningstal proportionalt med vindhastigheden.

Da dette ikke kan gøres på simpel måde med en asynkron generator, må man vælge et omdrejningstal som bliver en kompromisløsning.

Hvor meget man taber afhænger helt af hvorledes effektkoefficienten C_p varierer med vindhastigheden. Dette afhænger igen af vingeprofilets udformning.

Hvis effektkoefficienten holder sig oppe med en flad kurve indenfor det her i landet aktuelle område 5-10 m/s taber man kun lidt, måske 10% ved at omdrejningstallet er konstant. Hvis effektkurven har et spidst forløb bliver de procentuelle tab større og kan ifølge (PETERSEN, 1981) side 119, blive ca. 25%.

Fig 1.3 viser et eksempel på en asynkronmaskines drejningsmoment som funktion af omdrejningstallet (eller slippet).

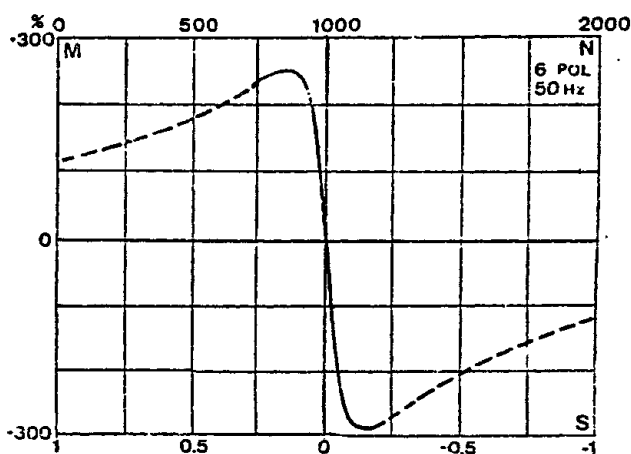


FIG 1.3
Momentkurve for en
asynkron generator 50 Hz,
90 kW, 1025 r/min.

Den negative del af kurven er generatortilfældet. Momentet har positive og negative maskimalværdier ved slipværdier på plus eller minus 10-30%. Det er karakteristisk for momentforløbet, at det negative maksimalmoment er større end det positive.

De punkterede dele af momentkurven er usikrere bestemt end den fuldt optrukne, men disse dele af momentkurven er uden betydning ved anvendelse til vindmøller.

1.4 Asynkronmaskinernes dimensioner.

For asynkronmaskiner op til omkring 100 kW (afhængigt af pol-tallet) findes der mere eller mindre internationale standarder, således at en maskine af et fabrikat kan udskiftes med en maskine af andet fabrikat. De internationale standarder giver alle vigtige mål, og vesteuropæisk standard fastlåser også effekterne til størrelserne. Angående denne standardisering henvises til Bilag 1.

Maskinen Fig. 1.1 og i bilag 1 er fodmotorer. Der findes ligeledes ikke helt gennemført standardisering af såkaldte flangemotorer, hvor motoren fastpændes med en flange som er

sammenhængende med det ene lejeskjold. I forbindelse med vindmøller forekommer flangemotorer, hvor asynkronmaskinen er sammenbygget med gearet, så at et tandhjul monteret på asynkronmaskinens aksel er i indgreb med et tandhjul inde i gearkassen. En asynkronmaskine sammenbygget med et gear betegnes ofte som en gear-motor.

I det følgende vil vi begrænse os til at beskæftige os med asynkronmaskinens såkaldt "aktive" dele, dvs stator-blikpakke, statorvikling, rotor-blikpakke, samt rotorviklingen, som består af de tidligere nævnte aluminiumsstave og kortslutningsringene. Leje-skjolde, aksler mm vil ikke blive behandlet.

Ved behandlingen af maskinernes indre virkemåde vil fremstillingen dreje sig om 2-polede maskiner, idet der dog vil komme nogle kommentarer til virkemåden af maskiner med andet pøltal.

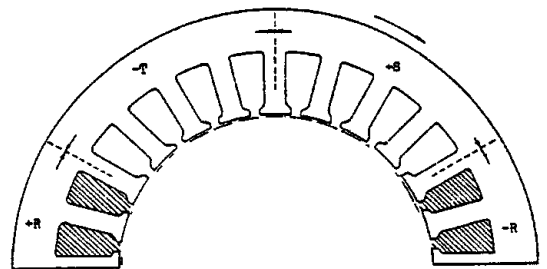
1.5 Statoren.

Stator-blikpakken består af ca 0.5 mm tykke statorblik hvori der er udstandset et antal noter, som vist på fig. 1.4.

For en trefaset maskine er nøttallet (næsten) altid deleligt med 6, fordi hver spole optager to noter, og der er et helt antal spoler til hver fase af spændingen.

FIG 1.4

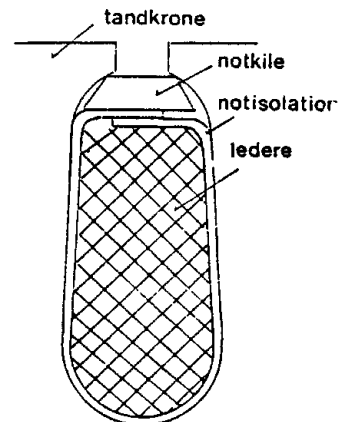
Figuren viser et halvt statorblik, til en 2-polet asynkronmaskine. Stator-blikket er indvendigt fortandet med 24 noter. De skraverede arealer er snit i 2 spoler som hører til fasen R.



Har maskinen 4 eller 6 poler, vil nøttallet være deleligt med 12 eller 18, fordi der, som det vil fremgå senere, for hver fase må være en spole pr pol-par.

FIG.1.5

Snit i statornot med notisolation, vikling og notkile.



Nøttallet afhænger iøvrigt af maskinens størrelse, således at det vokser med størrelsen, men mindre end proportionalt. For

den viste topolede maskine med nottalet 24 findes det, at der er 4 spoler pr fase. (4 noter pr pol og fase).

NOTERNE kan have en form som vist på fig. 1.5. De har en smal åbning ud mod rotoren. Den skal være så stor, at lederne kan passere notåbningen under indlægningen af statorviklingen.

Mellem noterne ligger TENDERNE. Det yderste stykke af tanden betegnes som tandkronen med en spids til hver side. Mellem jernet og stator-viklingens ledere ligger NOTISOLATIONEN af varmebestandigt plastmateriale. Det stikker lidt ud på siderne af stator-blikpakken. Lederne holdes på plads af en NOTKILE, som indskydes i noten efter at lederne er bragt på plads.

For den 2-polede maskine falder SPOLERNE som det fremgår af figur 1.4 i tre grupper, een til hver fase.

Spolerne er fremstillet af emaljeisoleret kobbertråd og fremstilles ved at vikles op om en spoleform.

FIG 1.6
Statorspole med den form den har, når den ligger i statoren.

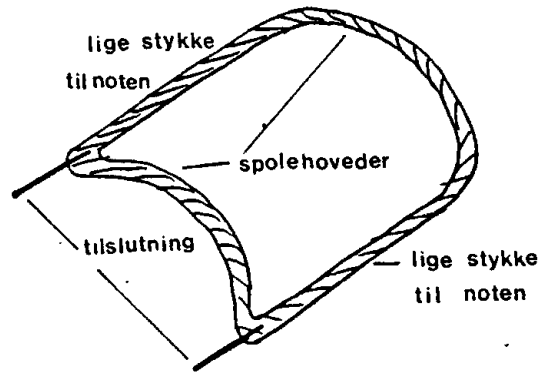
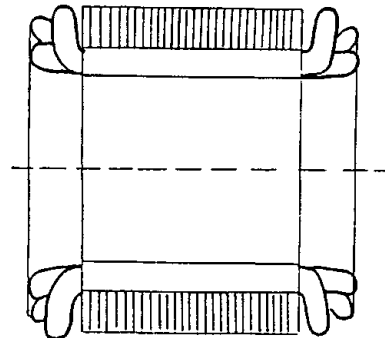


Fig. 1.6 viser en spole. Figuren antyder den form, som spolen har, når den ligger i statoren. Den har to retlinede stykker imod hinanden som ligger i noterne, og to SPOLEHOVEDER, som har en form, så at der bliver en fri cylinder, så at rotoren kan bringes på plads eller tages ud.

Hver leder består ofte af flere parallelle tråde, for at disse een eller flere ad gangen kan passere notåbningen under monteringen, og for at opnå bøjelighed af spolehovederne.

FIG 1.7
Statorblikpakke med vikling



En FASEVIKLING består af et antal spoler, som altid er seriekoblede, og en STATOR-VIKLING omfatter de tre faseviklinger. Stator-viklingen har således 6 ledninger ud, 2 for hver fase. Fig 1.7 viser en stator-blikpakke med vikling, så at man kan se

hvorledes spolehovederne ligger udenpå hinanden.

1.6 Sammenkoblingen af faseviklingerne.

I de fleste tilfælde (her i landet) er asynkronmaskinens faseviklinger koblet i "stjerne", som vist på figur 1.8A.

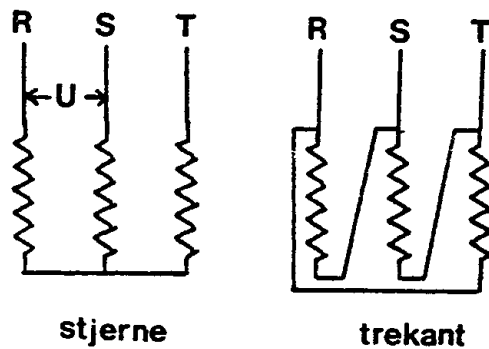
De tre ender kobles til hver sin fase, mens de andre tre kobles sammen til et "stjernepunkt". På grund af symmetri, vil dette punkt antage samme potential som nettets nulpunkt, og hver fasevikling vil få spændingen U_f .

"Trekantkobling" er vist på figur 1.8B. Hver fasevikling får spændingen U . Der findes to varianter af asynkronmaskiner. Små maskiner er næsten altid beregnet for 3 x 380 volt med stjerne-kobling og 3 x 220 volt med trekantkobling. Fordelen ved dette er, at i visse lande er spændingen 3 x 220 volt, så at maskinerne også kan anvendes der ved at koble dem i trekant.

Ofte benyttes betegnelsen Y-kobling for stjernekobling og D-kobling for trekantkobling.

FIG 1.8

Sammenkoblingen af statorviklingens 6 ender til stjerne- eller trekant-kobling.



Større maskiner findes undertiden for 3 x 380 VOLT med trekantkobling, og er så beregnet for 3 x 380 volt og "stjerne-trekant start", hvor man under starten kobler viklingen i stjerne, for at få lavere spænding på viklingerne, men under normal drift kobler viklingen i trekant.

FIG 1.9

Klemmebrædt som viser omkoblingen mellem stjerne-kobling og trekant-kobling.

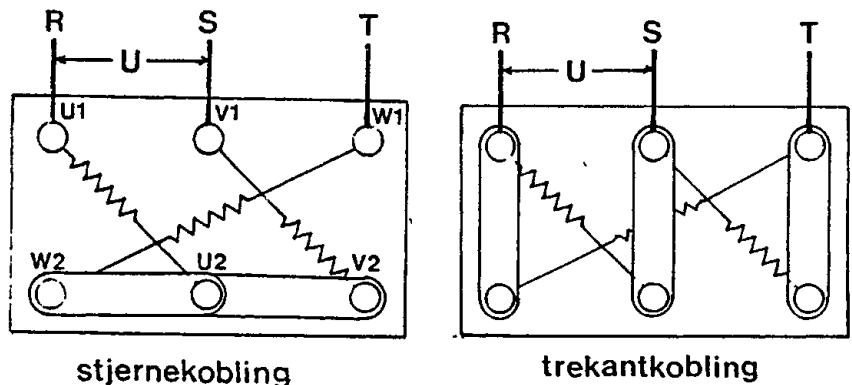


Fig 1.9 viser et klemmebrædt med de 6 klemmer, som faseviklingernes ender er forbundet til. Det fremgår af figuren, hvorledes man ved at flytte nogle koblingsblik kan vælge om maskinen skal være koblet i trekant eller stjerne.

Mærkningen af klemmerne, som vist for stjernekoblingen er international standard se BILAG 2.1. Bilaget viser også hvorledes man sikrer den ønskede omdrejningsretning.

Stjerne-trekant-kobling er prøvet for vindmøller, idet man ved lave vindstyrker bruger stjernekobling, hvorved asynkronmaskinen får lavere tab. Besparelsen står imidlertid næppe i rimelig relation til den komplikation det medfører.

1.7. Det synkrone magnetfelt.

Det magnetiske felt i en trefaset asynkronmaskines luftspalte er et såkaldt synkront felt.

Den fysiske forståelse fås ved indledningsvis at se på den simple model vist på Fig.1.10A, som viser et snit vinkelret på modellen, som består af en stillestående statorring.

Indeni denne roterer en cylindrisk udformet permanent magnet med en sinusformet fordelt induktion. (Til sammenligning viser fig 1.11 feltet bestemt af et dataprogram for en 4-polet asynkronmaskine).

FIG 1.10A
Roterende cylindrisk permanent magnet i en statorring.

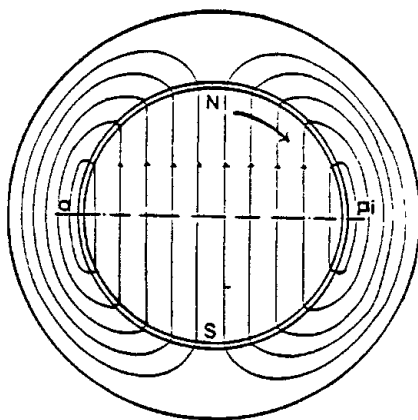
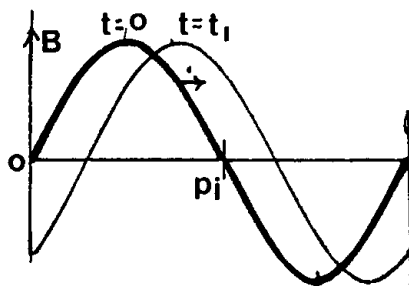


FIG 1.10B
Den "udrettede" luftspalte for modellen fig 10A



På fig. 1.10B viser den tykke linie feltfordelingen i forhold til statoren tiden $t=0$. Den tynde linie viser feltfordelingen til tiden $t=t_1$, hvor rotoren har drejet sig, og feltfordelingen er fulgt med.

Vi har valgt en positiv rotationsretning i den retning som feltet vandrer over statoroverfladen. Et felt af denne karakter betegner vi som et SYNKRONT FELT. Det er kendetegnet ved:

- 1) det er sinusformet fordelt,

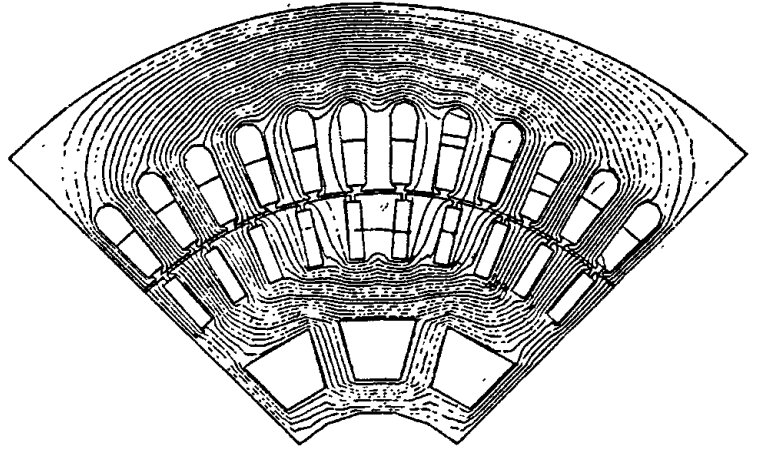
- 2) det har konstant amplitude,
- 3) det bevæger sig med konstant hastighed.

Feltet på hvert sted af stator-overfladen er et vekselfelt, med sinusformet tidsfunktion og med en frekvens som bliver $n/60$, hvor n er rotorens hastighed i omdrejninger pr minut.

FIG 1.11

Databeregnet feltfordeling i en 4-polet asynkronmaskines stator i tomgang.

(JOHANSSON 1985)



Vi skal desuden definere, hvad vi forstår ved et INVERST FELT. Det har nøjagtig samme egenskaber som det synkrone, med den forskel, at det roterer i modsat retning med samme hastighed. Vi kan som det senere skal ses have et synkront og et inverst felt i luftspalten samtidigt.

1.8 Magnetfeltet i luftspalten.

PRINCIP.

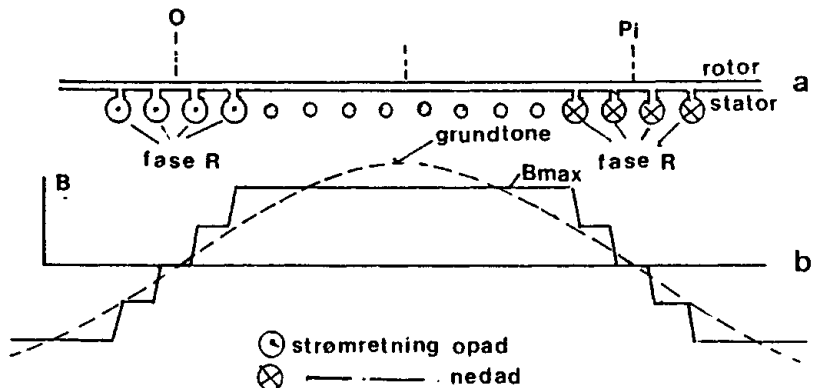
Der skal nu vises det vigtige forhold, at der opstår et synkront felt i asynkronmaskines luftspalte, hvis der flyder en trefaset strøm i statorviklingen. Ved denne undersøgelse vil vi antage, at rotoren er af lamineret jern og helt uden vikling.

Feltet undersøges i tre tempi:

- 1) Feltet fra en konstant strøm i een fasevikling.
- 2) Feltet fra en vekselstrøm i een fasevikling.
- 3) Feltet fra en trefaset strøm i statorviklingen.

FIG 1.12

Den udrettede luftspalte og feltet fra een fase.



1) Fig. 1.12a viser den udrettede luftspalte for statoren Fig. 1.4. Der er 4 noter pr pol og fase, og der er kun vist (runde) noter for fasen R, mens noterne for de andre to faser er vist med små cirkler.

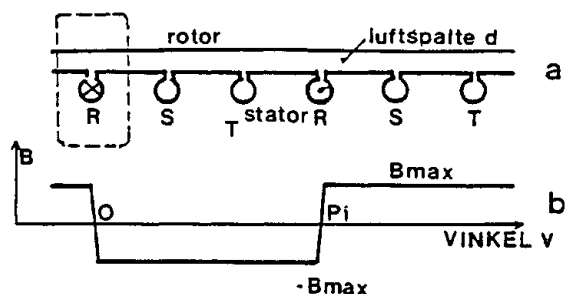
Vi antager, at der løber en vis konstant strøm i faseviklingen. Strømretningerne er vist som forende og bagende af pile.

Det fremkaldte felt er vist på Fig. 1.12b. Dette felt fremkommer ved, at der ved passage forbi en not opstår et spring i B-kurven, svarende til den magnetomotoriske kraft fra strømmen i denne not.

Den viste trappekurve indeholder en grundtone og nogle overtoner. Grundtonen er vist med punkteret linie. Overtonerne får kun ringe betydning for asynkronmaskinens virkemåde og vi vil se bort fra dem. Grundtonen skærer nul-linien ud for midten af de to notgrupper. Dette leder til:

FELTET FREMKALDT AF EN KONSTANT STRØM I EEN FASEVIKLING ER SINUSFORMET, OG MED MAKSIMUM MIDT MELLEM FASEVIKLINGENS TO NOTGRUPPER.

FIG 1.13
udrettet luftspalte med
een not pr pol og fase.
og det felt som fremkaldes
af strøm i een fase.



BEREGNING.

Fig 1.13 viser en kreds med kun een spole pr fase.

Springet B udfor en not findes ved at anvende Amperes sætning på den kreds repræsenteret af den punkterede linie. Vi gør den forudsætning, at jernet er uendelig godt ledende i forhold til luften. Den magnetiske modstand repræsenteres af luftspalten med tykkelsen d. Amperes sætning giver for Bmax:

$$B_{\max} \cdot d / \mu_0 - (-B_{\max} \cdot d / \mu_0) = N \cdot I \quad (1.3)$$

vor N er antallet ledere pr not altså:

$$B_{\max} = N \cdot I \cdot \mu_0 / (2 \cdot d) \quad (1.4)$$

På fig 1.12 finder vi tilsvarende at hver gang vi passerer en not et spring i B-feltet som er $N \cdot I \cdot \mu_0 / d$. og for den viste trappekurve bliver Bmax :

$$B_{\max} = Q/6 \cdot N \cdot I \cdot \mu_0 / (2 \cdot d) \quad (1.5)$$

Vi erstatter nu trappekurven med en trapezkurve. Fourieranalysen af sådan kurve viser, at grundtonen får en amplitude som bliver:

$$B_a = B_{\max} * l^2 / \pi^2 \quad \text{altså:} \quad (1.6)$$

$$B_a = I * N * Q * \mu_0 / (d * \pi^2) \quad (1.7)$$

Feltet som funktion af vinklen v kan udtrykkes:

$$b_a(v) = -B_a * \sin(v) \quad (1.8)$$

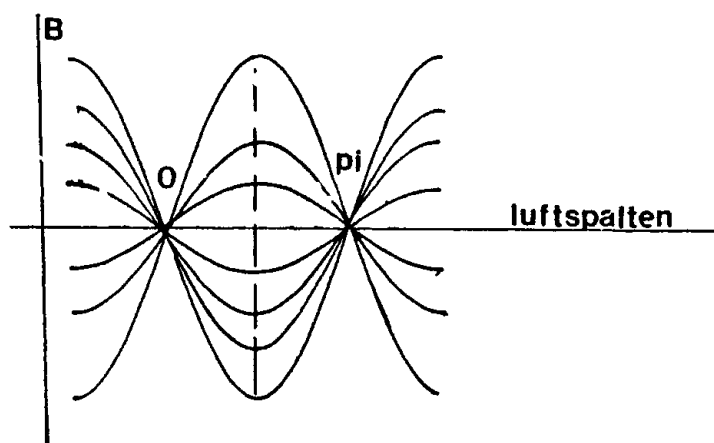
PRINCIP.

Med en vekselstrøm i een fasevikling vil sinuskurvens amplitude variere med tiden som vist på figur 1.14, hvor feltet er vist ved forskellige øjebliksværdier af fasestrømmen. Vi kan derfor konstatere:

FELTET FRA EN VEKSELSTRØM I EEN FASEVIKLING HAR KARAКТER AF EN "STÅENDE BØLGE". (som en svingende streng).

FIG 1.14

Feltet i luftspalten fremkaldt af en vekselstrøm i een fasevikling vist til forskellige tidspunkter af en periode.



BEREGNING.

Med strømmen:

$$i_a(t) = I * \sin(\omega * t) \quad (1.9)$$

får man for feltet som funktion af tid og sted:

$$b_a(v, t) = B_a * \sin(v) * \sin(\omega * t) \quad (1.10)$$

hvor B_a er bestemt af formlen (1.7)

PRINCIP.

På figur 1.15 er optegnet et synkront og et inverst felt til forskellige øjeblikke. Det fremgår umiddelbart af figuren, at deres sum bliver en stående bølge.

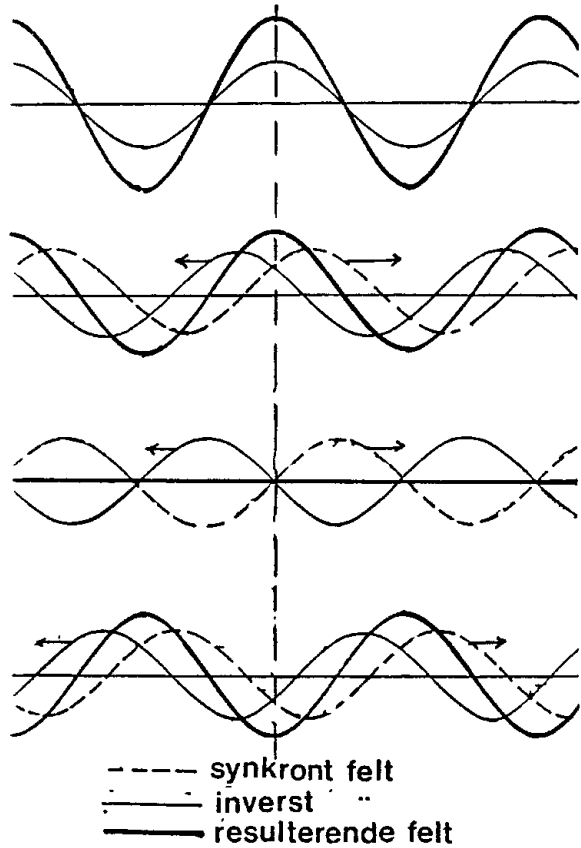


FIG 1.15

Figuren viser, hvorledes summen af det synkrone og det inverse felt, som bevæger sig i hver sin retning tilsammen bliver en stående bølge.

Udfra superpositionsloven kan vi derfra slutte: FELTET FRA EN VEKSELSTRØM I EEN FASEVIKLING KAN BETRAGTES SOM SUMMEN AF ET SYNKRONT FELT OG ET LIGESÅ STORT INVERST FELT.

BEREGNING.

Hvis vi omformer produktet af de to sinusfunktioner i (1.10) til summen af cosinusfunktioner finder vi udtrykket:

$$ba(v,t) = 1/2 \cdot B_3 \cdot \cos(v-w \cdot t) - 1/2 \cdot B_a \cdot \cos(v+w \cdot t) \quad (1.11)$$

Her bliver det første led det synkrone felt og det andet led det inverse felt.

PRINCIP.

Med strøm i alle tre faser, vil hver fase hver for sig fremkalde et synkront og et inverst felt, og det resulterende felt i luftspalten bliver summen af disse 6 felter.

Man kan vise, at de tre felter som roterer i den ene retning har samme fase dvs de adderes direkte, mens de tre felter som roterer i modsat retning ligger med 120 graders faseforskydning så at de ophæver hinanden. De tre felter som adderes betegner vi som det synkrone felt, og de tre som ophæver hinanden bliver da det inverse felt hvor summen fra de tre faser bliver nul.

Et vigtigt resultat er derfor:

EN TREFASET STRØM I STATORVIKLINGEN GIVER ET RENT SYNKRONT FELT I MASKINENS LUFTSPALTE.

BEREGNING.

Summen af de tre synkrone felter kan udtrykkes som:

$$b_a(v,t) = 3/2 \cdot B_a \cdot \cos(v-w \cdot t) \quad (1.12)$$

og indsættes værdien for B_a fra udtrykket 1.7 bliver slutresultatet:

$$b_a(v,t) = 3 \cdot I \cdot N \cdot Q \cdot \mu_0 \cdot \cos(v-w \cdot t) / (2 \cdot d \cdot \pi^2). \quad (1.13)$$

PRINCIP.

Omdrejningsretningen af det synkrone felt afhænger af, hvordan faseviklingerne kobles til nettet. Feltets retning kan vendes ved at ombytte to faseledninger, hvilket derfor også gælder for omdrejningsretningen for en asynkronmaskine.

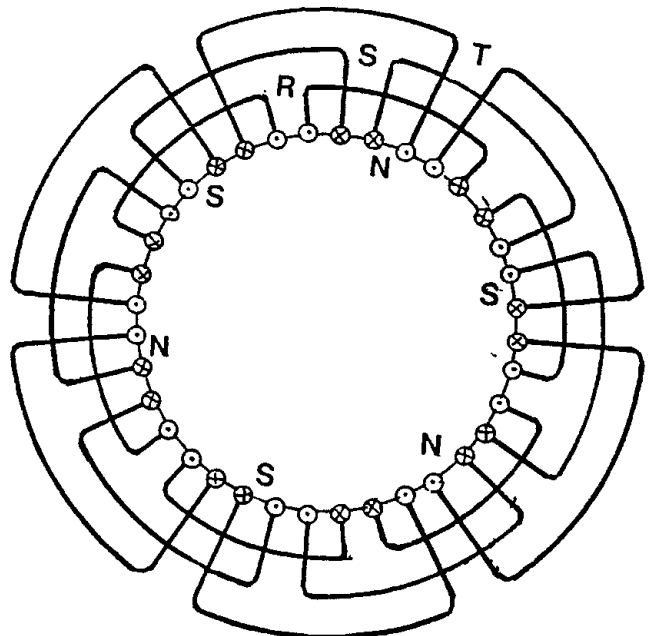
Det skal yderligere bemærkes, at hvis een fase til statoren på en asynkronmaskine afbrydes, vil strømmen i de strømførende viklinger komme i fase. De kan da opfattes som een vikling, dvs at strømmen fremkalder to lige store felter, et synkront og et inverst, hvilket forandrer virkemåden af maskinen betydeligt i forhold til normaltilstanden med strøm i alle tre faseviklinger.

1.9. Viklinger for højere pøltal.

I den hidtidige beskrivelse har der været tale om to-pølede felter, med een nordpøl og een sydpøl. Som nævnt kan man opnå andre pøltal ved at ordne statorviklingen anderledes. Et eksempel på dette er vist på Fig. 1.16.

FIG 1.16

6-pølet statorvikling, såkaldt treplansvikling, hvor spølehøvederne for de tre faser ligger i hver sine lag for enderne af statorblikpakken.



På figuren ses en 6-polet stator, med to noter pr pol og fase. På figuren er vist 3 nordpoler og 3 sydpoler. Deres stilling svarer til, at strømmen i fase R her positivt maksimum.

Man kan indse, at efter en periodes forløb har en pol kun flyttet sig en trediedel omgang. Det er derfor karakteristisk, at højere potal betyder, at feltet bevæger sig langsommere.

Dette er begrundelsen for formlen (1.1)

1.10. Den inducerede spænding i tomgang.

PRINCIP.

Det forudsættes nu, at statorviklingen er tilsluttet et trefaset net, og som tidligere forudsættes at rotoren er af lamineret plade og uden vikling.

Der vil opstå en trefaset strøm i viklingen, som vil give et synkront felt i luftspalten. Herved vil den flux som passerer en statorspole inducere en spænding i den, og dermed en spænding E i hele faseviklingen.

Hvis vi foreløbig ser bort fra viklingens modstand og spredningselevinduktion (forklares senere), vil E og fasespændingen U_f blive ligestore og modsat rettede. Sagt på anden måde: Feltet vil antage en sådan størrelse at den derved opnåede inducerede elektromotoriske kraft E er lige så stor og modsat rettet U_f , og strømmen vil antage en sådan størrelse, at dette felt opretholdes.

Statorstrømmen (magnetiseringsstrømmen) må være faseforskudt 90 grader i forhold til spændingen, hvilket kan indses ved at feltet ikke forbruger energi. Strømmen afhænger af den magnetiske modstand i kredsen, som hovedsagelig bestemmes af luftspalten, da jernets magnetiske ledningsevne er af størrelsesordenen 1000 gange højere end luftens.

Faseviklingen virker derfor som en reaktans, dog med den forskel fra en almindelig reaktans, at det felt som giver den inducerede spænding også hidrører fra de to andre viklinger.

Feltets størrelse afhænger af spolernes vindingstal. Med højt vindingstal behøves mindre felt for at inducere E .

Strømmens størrelse afhænger dels af feltets størrelse, men desuden som nævnt af luftspaltens tykkelse. Da man er interesseret i at den strøm som fordres for at opretholde det magnetiske felt er lille, fremstilles asynkronmaskiner som nævnt tidligere med meget smal luftspalte.

BEREGNING.

Til beregning af den inducerede spænding i en spole kan vi tage transformerformlen som udgangspunkt. Denne siger om effektivværdien af den inducerede spænding:

$$E = 2\pi / 1.41 \cdot f \cdot N \cdot F_{\text{MAX}} \quad (1.14)$$

hvor FIMAX er den største værdi af fluksen gennem spolen, idet det forudsættes at fluksen varierer symmetrisk sinusformet.

Ser vi på spolen i statoren af asynkronmaskinen, finder vi at fluksen gennem en spole også varierer symmetrisk sinusformet med den største værdi svarende til den totale fluks fra een pol.

Denne findes som integralet over en poldeling 0-pi:

$$FIMAX = \int_0^{\pi} (r \cdot l \cdot B_{top} \cdot \sin(v)) \cdot dv = 2 \cdot r \cdot l \cdot B_{top} \quad (1.15)$$

Den samlede inducerede spænding i en fasevikling. bliver summen af de inducerede spændinger i faseviklingens seriekoblede spoler. Imidlertid er disse spændinger ikke helt i fase med hinanden, og den geometriske sum af spændingerne bliver derfor lidt mindre end den aritmetiske sum. For mere end een spole pr fase bliver forskellen 0.96. Hvor Q er antallet af noter i statoren, bliver antallet af spoler pr fase $Q/6$, og med antallet N tråde pr not bliver den inducerede spænding i en fasevikling:

$$E = 2 \cdot \pi / 1.41 \cdot f \cdot N \cdot 2 \cdot r \cdot l \cdot B_{top} \cdot Q / 6 \cdot 0.96 \quad (1.16)$$

$$E = Q / 3 \cdot N \cdot B_{top} \cdot w \cdot l \cdot r \cdot 0.96 / 1.41 \quad (1.17)$$

1.11. Æquivalentdiagrammet for statoren.

En statorvikling har en SPREDNINGSREAKTANS. For at forklare hvorledes denne opstår, skal der ses på Fig. 1.17.

Figuren viser en statornot. Når der går strøm i lederne opstår der et felt, for hvilket nogle induktionslinier er indtegnet. Dette felt bidrager til en reaktans, og statorviklingens "notsprednings-reaktans" stammer fra felterne fra samtlige fasens noter.

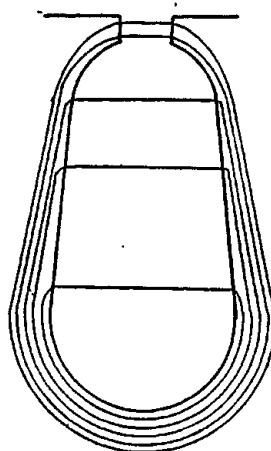


FIG 1.17

Statornot og det spredningsfelt som fremkaldes af strøm i notens ledere.

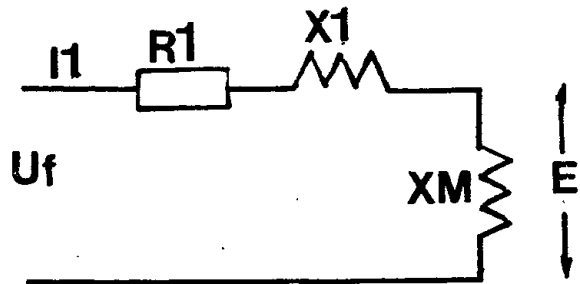
På lignende måde har vi et felt udenom spolehovederne som også bidrager til spredningsreaktansen.

Sammenfattende kan siges, at statorviklingens spredningsreaktanser er reaktanser fra magnetfelter, som ikke har noget med maskinens synkrone felt at gøre.

Statorviklingen har desuden en ohmsk modstand R_1 , og vi kan derfor optegne følgende kredsløbsdiagram for en fasevikling Fig.1.18:

Et sådant diagram gælder for alle tre faser, men da de er ens, optegnes kun et diagram. Imidlertid skal det erindres om at reaktansen X_M med spændingen E kun kan benyttes, hvis der også går strøm i de andre to faser.

Fig 1.18
Kredsløbsdiagram for en statorfase, hvor der ikke er medregnet jernstab.



Hvis maskinen er stjernekoblet, er det umiddelbart klart, at spændingen over kredsen er U_f . Hvis maskinen er trekant-koblet, LADER VI SOM OM DEN ER STJERNEKOBLET, og impedanserne bestemmes efter dette. Diagrammet bestemmer ligningen:

$$U_f = I_1 \cdot (R_1 + j\omega(X_1 + X_M)) \quad (1.18)$$

Der er 5 størrelser, og hvis vi kender de 4, kan vi bestemme den 5te. Udfra ligningen kan vi også bestemme kobbertabene i statorviklingen som:

$$P_{CU1} = 3 \cdot R_1 \cdot I_1^2 \quad (1.19)$$

Hidtil var det antaget at jernet i statoren var tabsfrit, så at magnetiseringsstrømmen var 90 grader forskudt i forhold til spændingen. Imidlertid opstår der tab i jernet, dels som HYSTERESETAB, og dels som HVIRVELSTRØMSTAB.

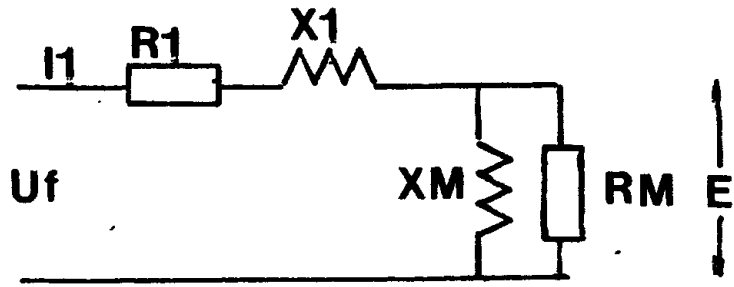
Disse tab begrænser man, dels ved at benytte tynde jernplader med isolation imellem, og dels ved at legere jernet med metaller som forøger jernets specifikke modstand.

Ved beregninger for elektriske maskiner sætter man med tilstrækkelig nøjagtighed tabene proportionale med kvadratet på den spænding som induceres i maskinen.

Grunden til at vi kan gøre dette er, at hvirvelstrømstabene er de største, og at disse drives frem af induceret spænding i jernet.

Fig 1.19

kredsløbsdiagram for en statorfase hvor jerntabene er medregnet.



Jerntabene giver en aktiv strømkomponent, og jerntabene kan derfor i vores ækvivalentdiagram ækvivaleres med modstanden R_M som vist på fig. 1.19. Med kendskab til jerntabene PFE bestemmes R_M (tre faser) af udtrykket:

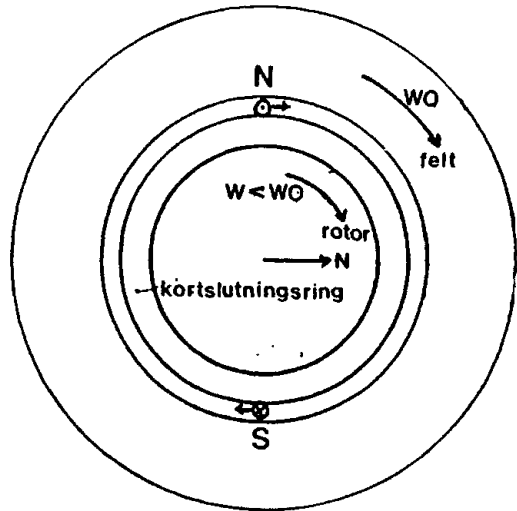
$$PFE = 3 * E^2 / R_M \quad (1.20)$$

Kredsløbet fig 1.19 kaldes ækvivalentdiagrammet for statoren. Beregningerne for denne kreds i forbindelse med et tilsvarende for rotoren vil fremgå af næste afsnit.

1.12 Momentdannelsen i maskinen.

FIG 1.20

Illustration til momentdannelsen i asynkronmaskinen.



Vi skal nu betragte maskinen med hensyntagen til strøm i rotorlederne. Vi vil kun se på to ledere som vist på Fig. 1.20. Det forudsættes først at de to stave ligger i luftspalten og i hver ende er forbundet til rotor-ringene, som vi forudsætter er modstandsløse. Stavene danner således sammen med ringene en lukket sløjfe.

Vi forudsætter endvidere at statoren er koblet til et forsyningsnet så at der i luftspalten er et synkront sinusformet felt med vinkelhastigheden w_0 . Rotoren roterer med en vinkelhastighed w , som er lidt forskellig fra w_0 . Sløjfen vil vekselvis omslutte fluxen fra det synkrone felt i den ene og den anden retning, og der vil induceres en spænding i denne med vinkelfrekvensen $w_0 - w$.

Da sløjfen er kortsluttet, vil der opstå en strøm.

Man kan indse, at potentialet af de to kortslutningsringe bliver densamme, så at strømmen i en leder bestemmes af dens inducerede spænding, divideret med lederens modstand.

Vi vil gå ud fra følgende regneregul for induceret spænding i et lederstykke:

$$e = b \times l \times v \quad (1.20)$$

hvor b er induktionen udfor lederstykket, l er lederens længde og v er hastigheden, hvormed lederen bevæger sig i forhold til feltet. v bliver i det foreliggende tilfælde ($w_0m - w_m$) gange rotorens radie r_r .

Vi kan yderligere indføre udtrykket for slippet, hvorved vi finder:

$$v = w_0m \times r_r \times S \quad (1.21)$$

(1.20) og (1.21) giver:

$$e = b \times l \times w_0m \times r_r \times S \quad (1.22)$$

Idet vi kalder modstanden pr længdeenhed af staven for r_s , findes fra (1.22):

$$i = b \times w_0m \times r_r \times S / r_s \quad (1.23)$$

Kraften på lederen og det moment M som lederen giver findes fra Biot og Savarts lov til:

$$k = b \times l \times i, \quad M_{st} = k \times r_r = b \times i \times l \times r_r \quad (1.24)$$

Fra (1.23) og (1.24) finder vi da det moment som een stav bidrager med:

$$M_{st} = b^2 \times S \times r_r^2 \times l \times w_0m / r_s \quad (1.25)$$

Det skal uden bevis anføres, at hvis lederen ligger i en not i stedet for på overfladen af rotoren, vil det flytte kraften fra lederen til tænderne, men vil ikke forandre momentudtrykket.

Den asynkrones maskines moment bliver summen af samtlige staves moment, idet det skal bemærkes, at i et vist øjeblik bidrager stavene med forskellig størrelse.

Asynkronmaskinens moment er proportionalt med luftspalteinduktionens kvadrat. Da induktionen er proportional med spændingen, finder vi følgende vigtige forhold:

ASYNKRONMASKINENS MOMENT ER PROPORTIONALT MED NETSPÆNDINGENS KVADRAT.

ASYNKRONMASKINENS MOMENT ER PROPORTIONALT MED SLIPPET.

Den sidste sætning gælder kun for små værdier af slippet, som det vil fremgå senere.

1.13. Drejningsmomentets fortegn.

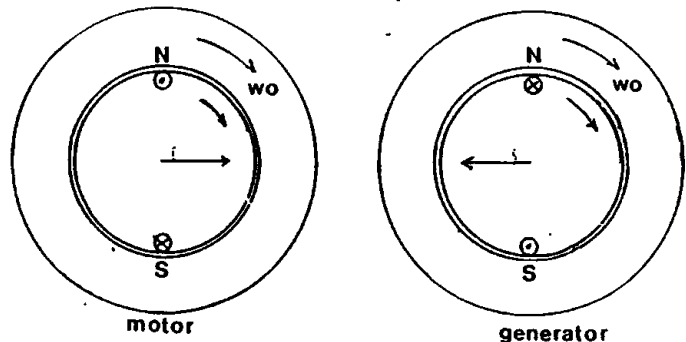
På Fig. 1.21 er vist de to rotorstave som i et bestemt øjeblik står udfor det synkrone felts nordpol og sydpol. Disse stave har den maksimale strøm (jævnfør ligning (1.23)). De vil sammen med de øvrige stave bestemme et felt fremkaldt af rotoren, og dette felt vil blive vinkelret på det synkrone felt, angivet med pil på tegningen dvs, at rotorstrømmen giver et felt som ROTERER SYNKRONT.

Fysisk kan det ses på den måde: rotoren roterer ikke synkront, men på den anden side vil rotorfeltet bevæge sig langsomt på rotoroverfladen, så at summen af rotorens vinkelhastighed, og feltets vinkelhastighed på rotoroverfladen tilsammen netop bliver den synkrone vinkelhastighed.

Af ligning (1.23) ser vi, at spændingens retning er afhængig af retningen af den relative hastighed mellem felt og stav.

FIG. 1.21

Figuren illustrerer, hvorledes rotorstrøm og rotorfelt skifter retning ved ændring fra positivt til negativt slip.



Dette betyder, at når slippet skifter fortegn, skifter den relative hastighed retning og dermed også e og i . Hermed skifter også momentet retning. På fig 1.21 vises tilvenstre motor-tilfældet, og tilhøjre generatortilfældet. Man kan her anlægge den betragtning for retningerne, at statorens nordpol vil tiltrække rotorens sydpol.

1.14 Rotorstrømmens indflydelse på statorstrømmen.

Det har tidligere været nævnt, at den inducerede statorspænding E må antage en størrelse og fase, så at den stort set er modsat rettet U_f . Dette må også være tilfældet, når der går strøm i rotorstaven. Der må derfor i statoren opstå en strøm som MODVIRKER ROTORENS MAGNETOMOTORISKE KRAFT.

Da rotorfeltet er 90 grader forskudt i forhold til det synkrone felt, vil den statorstrøm som modvirker rotorfeltet, blive 90 grader forskudt i forhold til den strøm som fremkalder det synkrone felt dvs den strøm som modvirker rotorstrømmen bliver en AKTIV STRØM. Dette harmonerer også med, at når der opstår et moment i en roterende maskine, må dette også betyde at den elektriske effekt har en aktiv komponent.

1.15 Asynkronmaskinens ækvivalentdiagram.

1.15A Rotorens ækvivalentdiagram.

Inden vi går videre. vil vi af hensyn til forklaringen af det følgende tænke os at rotorviklingen ikke består af stave, men af viklinger helt mage til statorens i henseende til notal, fasetal og tråde pr not. Rotorviklingen er kortsluttet i sig selv.

Vi vil endvidere tage hensyn til rotorviklingens spredningsfelt. Spredningsreaktansen ved 50 Hz kaldes X_2 og modstanden pr fase for R_2 .

Den inducerede spænding pr fase bliver ved stilstand den samme som for statorviklingen nemlig E . Når rotoren roterer bliver den $E \cdot S$. Reaktansen bliver ved den lavere frekvens $X_2 \cdot S$. Kredsløbsligningen for en fasevikling af rotoren bliver derfor:

$$E \cdot S = I_2 \cdot (j \cdot X_2 \cdot S + R_2) \quad (1.26)$$

som kan omformes til:

$$E = I_2 \cdot (j \cdot X_2 + R_2 / S) \quad (1.27)$$

Vi kan nu sammenstille kredsløbsdiagrammerne for stator og rotor som vist på fig 1.22:

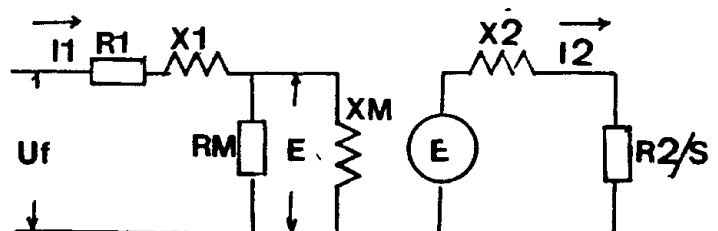


Fig 1.22
Kredsløbsdiagrammer
for stator og rotor.

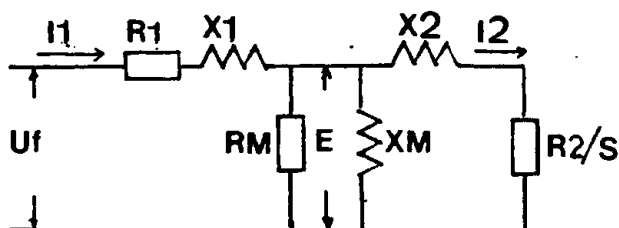
Og vi kan yderligere sammenkoble de to diagrammer som vist på fig 1.23.

Grunden til at vi kan tillade os dette er følgende:

Vi har tidligere set, at I_1 dels må omfatte magnetiseringsstrømmen, men yderligere må forøges med I_2 for at modvirke den magnetomotoriske kraft fra I_2 . Kun derved kan feltet i luft-

spalten opretholdes og give den modelektromotoriske kraft E .

Fig 1.23
Asynkronmaskinens
ækvivalentdiagram



Vi kalder fig 1.23 for asynkronmaskinens ækvivalentdiagram.

Det adskiller sig fra et almindeligt kredsløbsdiagram på to måder:

1) Strømmen I_2 har ikke samme frekvens som I_1 .

2) Modstanden $R_{2/s}$ er ikke en modstand i almindelig forstand, idet dens effekt omfatter den MEKANISKE EFFEKT, som overføres mellem stator og rotor.

Ækvivalentdiagrammet er nyttigt, da vi ved hjælp af dette kan beregne asynkronmaskinens egenskaber udfra nogle simple elektriske "komponenter" som kan beregnes eller måles, OG DETTE KAN GØRES UDEN FORSTÅELSE AF, HVORDAN ÆKVIVALENTDIAGRAMMET EGENTLIG ER FREMKOMMET. Vi kan således regne på ækvivalentdiagrammet helt som om I_2 ligesom I_1 er en 50 Hz strøm og X_2 er reaktansen ved 50 Hz.

For rotorviklingen med stave findes, at der foreligger et omsætningsforhold i forhold til statoren på præcis samme måde som for en transformer. Omsætningsforholdet afhænger her af antal ledere pr not i statoren, samt af forholdet mellem antallet af noter i rotor og stator.

På samme måde som for en transformer, kan impedanser, spændinger og strømme omregnes fra primær- til sekundær-siden (her fra stator til rotor) ved hjælp af dette omsætningsforhold.

Vi interesserer os imidlertid ikke for absolutværdierne af strømme, spændinger og impedanser af rotorviklingen, da vi alligevel ikke kan måle dem, men derimod de samme værdier omregnet til statorsiden: R_2' , X_2' osv. Vi vil derfor heller ikke længere anføre de apostrofer, som sædvanligvis markerer at der er tale om til primærsiden omregnede værdier.

1.15B Effektforholdene.

Vi kan opdele modstanden $R_{2/s}$ i to dele: R_2 og $R_2(1-s)/s$, samt de effekter som strømmen I_2 udvikler i de to dele:

$$P_{CU2} = 3 \cdot I_2^2 \cdot R_2. \quad (1.28)$$

som er strømvarmetabene i rotorviklingen og

$$P_{MEK} = 3 \cdot I_2 \cdot R_2 \cdot (1-s)/s \quad (1.29)$$

som er den mekaniske effekt.

At dette er tilfældet, kan vi også se udfra en anden betragtning:

Med momentet M i luftspalten bliver effekten (i motor-tilfældet) som overføres fra stator til rotor:

$$P_{12} = M \cdot \omega_0 M \quad (1.30)$$

hvor $\omega_0 M$ er luftspaltefeltets synkrone hastighed.

Den mekaniske effekt bliver:

$$P_{MEK} = M \cdot \omega_0 M \cdot (1-S) \quad (1.31)$$

idet $\omega_0 M \cdot (1-S)$ er akslens vinkelhastighed. Forskellen mellem disse to effekter må være strømvarmetabene i rotoren, hvilket som ovenfor giver, at forholdet mellem den afgivne mekaniske effekt og rotortabene er $(1-S)/S$.

Det fremgår af ovenstående at luftspalteeffekten P_{12} kan udtrykkes som:

$$P_{12} = 3 \cdot I_2^2 \cdot R_2 / S \quad (1.32)$$

Som generator bliver S negativ og dermed også R_2/S . R_2/S bliver altså en negativ modstand i kredsløbet, og kan opfattes som en elektrisk generator, der afgiver effekten:

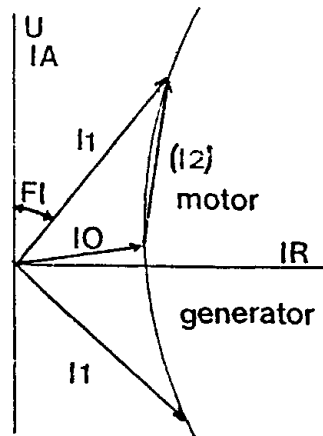
$$3 \cdot I_2^2 \cdot R_2 \cdot (1-S) / S \quad (1.33)$$

til statoren. Efter fradrag af kobbertab i statorviklingen, jerntab og tillægstab tilføres denne effekt forsyningsnettet.

1.15C. Primærstrømmens fase.

Beregnes primærstrømmen udfra ækvivalentdiagrammet med S som parameter, findes det at endepunktet af strømvektoren (i forhold til U_f) ligger på en cirkel som vist på fig 1.24.

Fig 1.24.
Vektordiagram som viser hvorledes strømvektorens endepunkt bevæger sig på en cirkel når belastningen varierer.



Det ses, at i tomgang bliver strømmen næsten vinkelret på U_f . Når S er forskellig fra 0 kan I_1 betragtes som summen af I_0 og I_2 , men på samme måde som for ækvivalentdiagrammet er I_2 ikke den rigtige I_2 .

Den har jo en anden frekvens, og kan betragtes som en fikтив strøm, som hvis den lå i statorviklingen og havde I_2 's størrelse, ville give den resulterende I_1 .

På figuren kan man aflæse faseforskydningen Φ_i mellem strømmen I_1 og spændingen U_f . Ved generatordrift bliver Φ_i større end 90 grader. Det ses endvidere, at der er en mindste værdi for Φ_i (som motor) som opnås, når vektoren er tangent til cirklen.

Tilsvarende findes ved generatordrift en største værdi for Φ_i . Kriteriet for at der tilføres effekt til nettet bliver naturligvis, at Φ_i bliver større end 90 grader. Dette har interesse måleteknisk, fordi det er forholdsvis let at måle hvornår denne vinkel passerer 90 grader og bruge måleresultatet som kriterium for udkobling af generatoren.

1.16 Resume af afsnit 1.7-1.15.

1) I den asynkrone maskine giver strømmen i statorviklingen et synkront roterende magnetfelt, som påvirker rotoren til at rotere med samme hastighed.

2) Omdrejningstallene er omtalt i afsnit 1.3. Hvis rotoren roterer langsommere end dette omdrejningstal (det synkrone omdrejningstal, opstår der et drejningsmoment som vil forsøge at drive rotoren hurtigere dvs maskinen fungerer som motor. Den afgiver mekanisk effekt og modtager elektrisk effekt.

3) Hvis rotoren drives rundt hurtigere end den synkrone hastighed opstår der et bremsende moment. Maskinen fungerer som generator. Den modtager mekanisk effekt og afgiver elektrisk effekt til nettet.

4) Til beregning af maskinens egenskaber benyttes maskinens slip S som er den procentuelle afvigelse af omdrejningstallet i forhold til det synkrone omdrejningstal.

Positivt S betyder motor, negativt S betyder generator.

5) Beregningerne sker ved et ækvivalentdiagram (fig 1.23) Det kan opfattes som en elektrisk kreds, een for hver fase. De indgående størrelser; R_1, X_1, R_2, X_2, R_M og X_M findes som angivet i kapitel 2. Ved hjælp af dette kan man først beregne primærstrømmen I_1 og sekundærstrømmen I_2 som funktion af S ved given netspænding (fasespændingen U_f). Ud fra disse værdier kan man som det vil fremgå af kapitel 2, beregne flere egenskaber: Moment, tabene i maskinen, og den reaktive effekt.

6) Asynkronmaskinens drejningsmoment er ved alle omdrejningstal proportionalt med netspændingens anden potens.

2. BEREGNEDE EGENSKABER MM.

2.1 Asynkronmaskinens tab.

Asynkronmaskinen har 5 forskellige slags tab.

1) Gnidnings- og ventilationstabene PG. Disse tab omfatter gnidningstabene i lejerne, ventilationstabene fra den indvendige ventilator samt (for kappekølede maskiner) ventilationstabene for den udvendige ventilator. Gnidningstabene er af størrelsesordenen 1% af mærkeeffekten.

De kan vanskeligt beregnes og bestemmes derfor ved elektriske målinger med maskinen i tomgang. Tabene varierer på grund af ventilatoreffekten stærkt med omdrejningstallet. Da omdrejningstallet ved normal drift kun varierer lidt, skal man ved tabsberegninger ifølge IEC publication 34-2 regne dem som konstante ved given frekvens.

2) Strømvarmetabene PCU2 i rotoren.(rotortabene)
Idet I_2 er rotorstrømmen som kan beregnes fra ækvivalentdiagrammet og R_2 modstanden af rotorviklingen findes:

$$PCU2 = 3 * R_2 * I_2^2 \quad (2.1)$$

3) Strømvarmetabene PCU1 i statoren (statortabene).
Idet I_1 er strømmen i statorviklingen som beregnes fra ækvivalentdiagrammet og R_1 er modstanden af en fasevikling i statoren findes:

$$PCU1 = 3 * R_1 * I_1^2 \quad (2.2)$$

Ifølge IEC 34-2 skal strømvarmetabene med klasse F isolation bestemmes ved en viklingstemperatur på 115 grader.

4) Jerntabene PFE i statorjernet.
Jerntabene som omfatter hysteresetab og hvirvelstrømstab i statorblikpakken er omtrent proportionale med feltet i anden potens og derfor også med spændingen E i anden potens og kan derfor ækvivaleres med modstanden R_M . R_M bestemmes derfor udfra målinger af jertabene så at vi kan bruge formlen:

$$PFE = 3 * E^2 / R_M \quad (2.3)$$

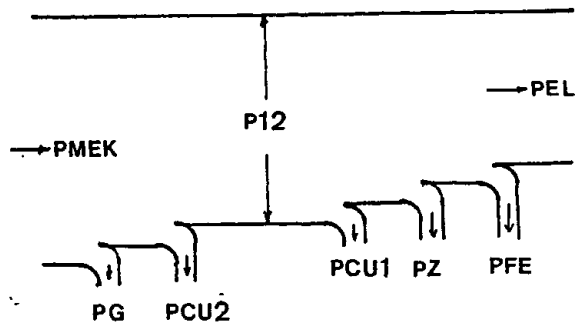
5) "Tillægstabene" PZ.
De opstår på grund af højere harmoniske strømme i rotorstavene fremkaldt af noterne i statoren, samt jerntab fremkaldt af dele af stator- og rotorjernet også fremkaldt af noterne. Ifølge IEC publication 34-2 skal de beregnes som 0.5% af mærkeeffekten ved mærkestrøm og proportionale med statorstrømmens kvadrat.

De kan derfor udtrykkes som:

$$PZ = 5 * PELM * (I1/IM)^2 \quad (2.4)$$

(idet PELM regnes i kW)

FIG: 2.1
Sankeydiagram som
viser asynkron-
generatorens tab.



Til illustration af tabene er vist sankeydiagrammet fig 2.1 for asynkronmaskinen som generator.

Diagrammet viser, hvorledes effekten passerer maskinen. Fra den mekaniske effekt fratrækkes først gnidningstabene PG. Dernæst fratrækkes PCU2 fremkommet ved at feltet bevæger sig langsommere end akslen. Den midterste effekt P12 er nu den effekt som passerer fra rotoren til statoren. For at finde den elektriske effekt PEL må vi fratrække statorkobbertabene PCU1 samt jerntabene PFE. Desuden fratrækker vi her tillægstabene PZ, selv om det kan diskuteres hvor de skal trækkes fra.

Virkningsgraden for generatoren bliver:

$$\text{ETA} = \text{PEL}/\text{PMEK}. \quad (2.5)$$

Vi vender nu tilbage til ækvivalentdiagrammet fig 1.23 og ser bort fra en række ufuldkommenheder, som omtales senere. Med slippet S som uafhængig variabel kan vi da beregne: spændingen E , sekundærstrømmen I_2 og primærstrømmen I_1 .

Udfra disse størrelser kan vi bestemme tabene i følge
formlerne (2.1)-(2.4)

Vi kan endvidere bestemme den effekt P_{l2} som overføres gennem luftspalten til:

$$P_{12} = 3 \cdot I_2^2 \cdot R_2 / S \quad (2.6)$$

Inden vi går videre, skal der gøre nogle bemærkninger om fortegn.

For generatoren bliver S og dermed Pl2 negative. Vi regner derfor PMEK og PEL med fortegn på følgende måde:

Den elektriske effekt fra net til maskine er positiv, og den mekaniske effekt fra akslen til møllen er positiv.

På grundlag af dette kan vi såvel for motor som for generator skrive: (se fig 2.1)

$$\text{PMEK} = \text{Pl2} - \text{PCU2} - \text{PG} \quad (2.7)$$

$$P_{EL} = P_{I2} + P_{CU1} + P_Z + P_{FE} \quad (2.8)$$

$$\cos(F_i) = P_{EL} / (I_l \cdot U_{YM} \cdot 1.732) \quad (2.9)$$

$$Q = P_{EL} \cdot U_{YM} \cdot 1.732 \cdot I_l \cdot \sin(F_i) \quad (2.10)$$

Endvidere for generator:

$$\eta_{TA} = P_{EL} / P_{MEK} \quad (2.11)$$

og for motor:

$$\eta_{TA} = P_{MEK} / P_{EL} \quad (2.12)$$

2.2 Momentkurven.

Momentet bestemmes af P_{l2} :

$$M \cdot \omega_m = P_{l2} \quad (2.13)$$

Hvor ω_m er den mekaniske synkrone vinkelhastighed:

$$\omega_m = f \cdot 4 \cdot \pi / p_{olt} \quad (2.14)$$

Fortegnet for momentet følger P_{l2} således, at drejningsmomentet ved generatordrift er negativt.

Forløbet af momentkurven er tidligere vist på fig.1.3. De punkterede dele af momentkurven har ingen interesse ved vindmølle-drift, undtagen for elektrisk start af møllen. På grund af de i næste afsnit omtalte ufuldkommenheder, kan disse dele af momentkurven ikke beregnes udfra de simple udtryk som er benyttet i dette afsnit.

2.3 Ækvivalentdiagrammets ufuldkommenheder.

DETTE AFSNIT KAN EVENTUELT OVERSPRINGS.

Ingen af de 6 impedanser som indgår i ækvivalentdiagrammet kan betragtes som konstante størrelser. De afhænger af maskinens temperatur og/eller driftsforholdene iøvrigt.

1) R_l .

Modstanden varierer med temperaturen. For kobber og aluminium stiger modstanden med 0.4% pr grad celsius. For moderne maskiner er der tale om betydelige temperaturstigninger fra omgivelsestemperatur til temperatur ved fuld belastning.

Endringen af R_l bliver derfor også betydelig. Med klasse F-isolation (se senere) kan man regne med over 100 graders temperaturstigning, hvilket giver over 40% stigning i modstand. og da omgivelsestemperaturen også varierer, kommer der herfra yderligere nogle procent.

Ifølge IEC-normer beregnes maskinens tab ved en beregnet viklingstemperatur på 115 grader C, med klasse F isolation.

For en vindmølle får dette følgende konsekvenser: Da møllen den største tid arbejder med dellast hvor maskinen er koldere, bliver de virkelige tab mindre end beregnet udfra normerede tab.

2) R2.

Modstanden for R2 varierer på samme måde som R1, måske lidt mere, fordi rotoren kan tillades at blive varmere end statoren, da der ikke er noget isolationsmateriale at tage hensyn til.

Men hertil kommer at R2 afhænger af frekvensen i rotoren og dermed slippet på grund af "strømfortrængning." Denne viser sig ved at den effektive modstand stiger med stigende frekvens.

Årsagen er det notfelt som er illustreret på fig 1.17. Feltet bevirker, at reaktansen af den nederste del af staven bliver større end for den øverste. Strømmen fordeler sig derfor ikke jævnt over staven, men flyder fortrinsvis i den øverste del, så at den effektive modstand forøges. Fænomenet gør sig gældende ved starten af maskinen (S=1) med 50 Hz i rotoren og bidrager her til forøgelse af startmomentet. Da vi imidlertid som ovenfor nævnt ikke interesserer os for denne del af momentkurven, vil vi se bort fra fænomenet strømfortrængning.

Udover tabene i rotormodstanden, skal det nævnes, at maskinens slip ved et givet moment stiger med stigende temperatur. Mærkeomdrejningstallet fra mærkeskiltet skal svare til slippet med driftsvarm maskine, hvorfor slippet med kold maskine bliver mindre.

3)X1 OG X2.

Disse er heller ikke konstante størrelser. Ved store strømme i noterne vil tandkronerne blive mættet, hvorved X1 og X2 bliver mindre. Dette betyder ved start, at momentet bliver større og at startstrømmen også bliver det. Forøgelsen er af størrelseordenen 15%. Da vi som nævnt ikke interesserer os for startegenskaberne, vil vi betragte X1 og X2 som konstante størrelser.

Vi kan endvidere uden at indføre mærkbare fejl sætte dem lige store.

4)RM.

Jerntabene repræsenteres af RM. Ved stigende temperatur stiger modstanden af jernet, og da jerntabene tildels er hvirvelstrømstab, bliver jerntabene mindre ved stigende temperatur.

Ifølge IEC publication 34-2 regnes jerntabene som konstante.

5) XM.

Magnetiseringsstrømmen, som XM repræsenterer, varierer stærkt med spændingen E, idet moderne asynkronmotorer er stærkt mættede.

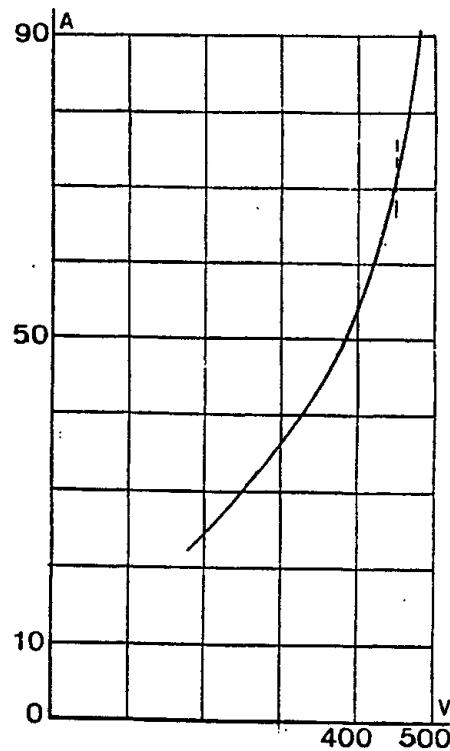
Vi vil give spørgsmålet om magnetiseringsstrømmen og XM en særlig behandling i det følgende afsnit.

2.4 Magnetiseringskurven.

Fig 2.2 viser magnetiseringskurven for en 6-polet generator 90 kW 50 Hz, 400 V. med E som parameter. Det fremgår hvor stærkt strømmen ændrer sig ved en beskeden ændring af E. Ved motordrift burde man derfor tage hensyn til ændringen af E fra tomgang til fuldlast, men ved generatordrift kan man betragte E som konstant i området fra tomgang til ca 125% last når U fastholdes. Årsagen til dette finder vi i spændingsfaldsformlen:

$$E = U - R_l \cdot I_{lA} - X_l \cdot I_{lR} \quad (2.15)$$

FIG 2.2
Magnetiseringsstrømmen (Tomgangsstrømmen) som funktion af den inducerede spænding E for en generator, 90 kW, 400 V. (De 450 Volt svarer til mætningen som motor).



Det fremgår af fig 1.24, at når belastningen stiger bliver I_{lA} negativ og den størrelse vokser. Samtidig vokser I_{lR} , men ikke så meget. Imidlertid er X_l altid større end R_l , og for de maskinstørrelser som er aktuelle for vindmøller ophæver virkningerne på spændingen fra den aktive og den reaktive strøm praktisk talt hinanden. Vi kan derfor i det aktuelle område for vore beregninger betragte E og dermed XM som konstant, dog kun forudsat at netspændingen er lig med mærkespændingen.

Ved andre beregninger af en asynkronmotors egenskaber bør der tages hensyn til forløbet af magnetiseringsstrømmen. Ved beregninger på datamaskine har man muligheden for at indlægge magnetiseringskurven i en tabel. En simplere metode, er at skabe en funktion som giver magnetiseringsstrømmen som funktion af E.

Bilag 4 viser en metode som anvendes i denne bog. Det forudsættes, at man har målt 3 passende beliggende punkter af tom-

gangsstrømmen som funktion af netspændingen. På grundlag af disse målinger beregnes en funktion som afbilder magnetiseringsstrømmen som funktion af E.

2.5 Beregningsmetoden i dataprogrammet.

I bilag 6 er der aftrykt et dataprogram til beregning af asynkronmaskiners egenskaber. Dette er kommenteret i bilaget, men her skal beskrives den principielle beregningsmetode, som bliver anvendt, hvor magnetiseringsstrømmen I_{0R} foreligger som en funktion af E.

De data man går udfra er maskinens data ved 50 Hz og mærkespænding, men beregningerne udføres ved spændinger og frekvenser som frit kan vælges.

1) Indlæsning af ækvivalentdiagrammets impedanser: R_1, R_2, X_1, X_2 og R_M samt gnidningstab, spænding, frekvens og mærkeeffekt.

2) Indlæsning af koordinaterne til 3 punkter på magnetiseringskurven.

3) Programmet beregner koefficienterne til den funktion som betegner I_{0R} .

4) Der antages en begyndelsesværdi til E som $0.95 \cdot U_f$.

5) Med S som parameter beregnes I_2 og dens aktive og reaktive komponenter, samt I_{0A} og I_{0R} .

6) Herudfra beregnes I_{1A} og I_{1R} , og U bestemmes af udtrykket:

$$U = \text{SQR}((E + I_{1A} \cdot R_1 + I_{1R} \cdot X_1)^2 + (I_{1A} \cdot X_1 - I_{1R} \cdot R_1)^2) \quad (2.16)$$

7) Hvis U ikke overensstemmer med U_f ændres E i retning mod bedre overensstemmelse. Når iterationen er afsluttet er hermed I_1, I_2 og E bestemt.

8) Alle data betegnes nu efter formlerne (2.1)-(2.14).

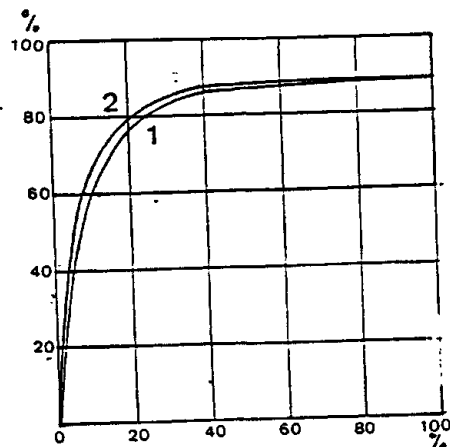


FIG 2.3A

Virkningsgradskurver for en 18.5 kW asynkronmaskine, 1. dimensioneret som motor og 2. dimensioneret som generator.

2.6 Virkningsgrad og tab.

På fig. 2.3A er vist to virkningsgradskurver for den samme 4-polede asynkronmaskine 18.5 kW som generator. Den ene kurve gælder for maskinen dimensioneret som motor, mens den anden kurve gælder for maskinen dimensioneret som generator med luftspalteinduktionen sænket 10%.

Det er af kurverne svært at se hvad forskellen betyder.

Fig 2.3B viser for samme to tilfælde tabene som funktion af den afgivne effekt. Det fremtræder tydeligt at denne fremstilling er bedre egnet til vurdering af tabene. I den anledning vil vi i det følgende ikke yderligere beskæftige os med virkningsgraden, men udelukkende med tabene.

Fig 2.4 viser tabene ved fuldlast som funktion af mærkeeffekten for 6-polede normmotorer.

FIG 2.3B

Tabene i samme tilfælde som FIG 2.3. A er gnidnings- og ventilations-
tab, BCD er kobbertab og tillægstab.
1 dimensioneret som motor.
2 dimensioneret som generator.

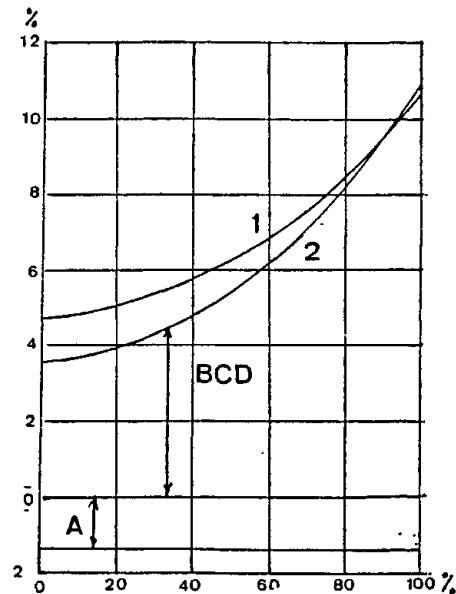
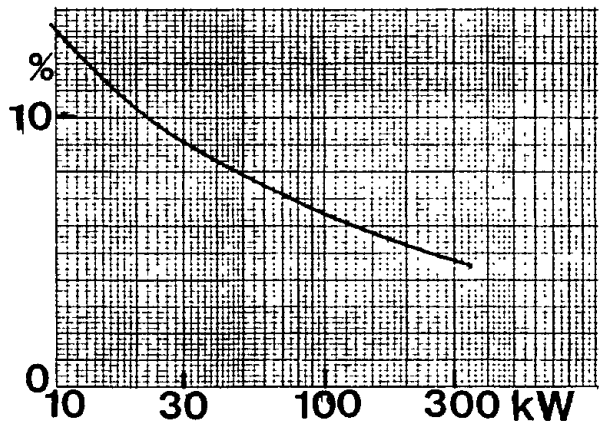


FIG 2.4

De procentuelle tab ved mærkeeffekt for 6-polede kappekølede normmotorer som funktion af mærkeeffekten. Gennemsnit fra tre kataloger for vesteuropæiske fabrikater.



2.7 Omdimensionering af en asynkronmaskine.

2.7A Omdimensionering fra motor til generator.

Ved dimensionering af en asynkronmotor er induktionen i luftspalten en vigtig størrelse, og den bestemmes af antallet af ledere i noterne, som igen bestemmer ledertværsnittet.

Valget må som motor bl.a. gøres med hensyn til opnåelse af det startmoment, som normerne foreskriver. Dette har beskeden betydning, når maskinen anvendes som generator.

Dette, i forbindelse med ønsket om største udnyttelse af materialerne, betyder at asynkronmotorer har stærkt mættet jern, hvilket også giver stor tomgangsstrøm i forhold til normalstrømmen.

Den reaktive strøm bidrager til forøgede tab i viklingerne, og stor induktion betyder store jerntab. En omdimensionering af en asynkronmotor til asynkrongenerator består i sænke luftspalte-induktionen ved at forøge antallet af ledere pr not, og samtidig naturligvis reducere ledertværsnittet til en størrelse, så at lederne får plads i noten.

Magnetiseringsstrømmen reduceres nu af tre grunde, dels fordi det større antal vindinger betyder mindre strøm til at skabe amperevindingstallet, dels fordi amperevindingstallet falder, fordi luftspalteinduktionen reduceres, og endelig fordi det falder kraftigere end proportionalt med induktionen. En beskedne reduktion af luftspalteinduktionen giver derfor en voldsom reduktion af tomgangsstrømmen, af størrelsesordenen 3die potens af reduktionsforholdet.

Jerntabene aftager med anden potens af reduktionsforholdet.

Til gengæld vokser R_1 og R_2 med anden potens af reduktionsforholdet, dels fordi flere vindinger giver længere kobberledere, og dels fordi man må bruge tyndere kobbertråd.

Resultatet er, at tomgangstabene går ned, mens kobbertabene muligvis vokser. Dette afhænger af hvor meget tomgangsstrømmen bliver reduceret.

Til illustration af disse forhold kan henvises til resultatudskrifter fra programmet bilag 6. Den øverste udskrift svarer til en maskine dimensioneret som generator. Den nederste udskrift er den samme maskine ved netspændingen 450 volt. Den svarer derfor til maskinen dimensioneret som motor og prøvet ved netspændingen 400 volt.

6-POLET GENERATOR 90 kw.		
	MED MOTOR- DIMENSIONERING	OMDIMENSIONERET TIL GENERATOR
KVAR i tomgang %	62	41
KVAR ved fuldlast %	80	63
Tomgangstab %	3.85	3.27
Fuldlasttab %	7.45	7.71

I betragtning af, at en vindmøllegenerator i en stor del af tiden arbejder med reduceret belastning, skønnes det, at omdimensioneringen vil give lidt mindre årlige tab. Dette forhold har dog kun marginal betydning for større møller, hvor tabsprocenterne er små.

Den hovedsagelige fordel ved omdimensioneringen er den betydelige reduktion i generatorens reaktive effektforbrug.

Denne fordel er særlig udpræget for ikke-nettilsluttede vindmøller, hvor den reaktive effekt skal skaffes med kondensatorer. Det ville ikke være urimeligt, hvis elværkerne stillede krav om at asynkronmaskinerne skulle dimensioneres, så at reaktiveffekten i tomgang ikke oversteg visse dertil formulerede normer.

I eksemplet er der forudsat, at maskinen er stemplet med 90 kW som motor og generatoren er stemplet 90 kW som generator.

En motor som er stemplet 90 kW kan imidlertid yde mere som generator. Motoreffekten er den mekaniske effekt, mens den elektriske effekt er PEL/ETA. Som generator, er det den elektriske effekt som maskinen skal stemples med dvs maskinen med motordimensionering kunne stemples 6-7% mere. Istedet er der valgt at reducere luftspalteinduktionen og bibeholde stemplingen 90 kW, (idet det normalt foretrækkes at stemple maskinerne med en effekt i IEC's effektrække).

Maskinens maksimalmoment reduceres med anden potens af reduktionen af luftspalteinduktionen. På trods af dette kan man normalt regne med over 200% maksimalmoment, men man bør under alle omstændigheder sikre sig at der er tilstrækkeligt maksimalmoment, idet IEC normernes krav til maksimalmomentet for asynkrone motorer er meget beskedne. Se bilag 2.

2.7B Omdimensionering fra 50 til 60 Hz.

Vores udgangspunkt er en asynkronmaskine som er dimensioneret som generator ved 50 Hz.

En elektrisk maskines moment bestemmes af produktet af den strøm den kan have uden at blive for varm, og af det felt den kan have i luftspalten uden at magnetiseringsstrømmen bliver for stor.

Ved omdimensionering fra 50 til 60 Hz bibeholdes normalt luftspaltens felt og mærkestrømmen og dermed mærkemomentet, og effekten er da proportional med omdrejningstallet som igen er proportional med frekvensen. En given normmaskine får derfor 20% større mærkeeffekt ved 60 Hz end ved 50 Hz.

Da den inducerede spænding ved givet luftspaltefelt er proportional med frekvensen betyder det at maskinen ved 60 Hz og uforandret vikling bliver for 20% større spænding.

Der skal ses nærmere på tabene. Se bilag 3 tabel 2

1) Kobbertabene. Da mærkestrømmen bibeholdes, bliver de absolute værdier af kobbertabene uforandrede, og da effekten stiger bliver de procentuelle kobbertab reducerede.

2) Jerntabene. Disse er til hovedparten hvirvelstrømstab som fremkommer af induceret spænding i jernpladen. Når feltet er uforandret og frekvensen stiger vokser jerntabene derfor med frekvensens kvadrat. men da effekten er steget bliver de procentuelle jerntab proportionale med frekvensen.

Ser vi på modstanden RM som i ækvivalentdiagrammet repræsenterer jerntabene findes, at man ved 50 og 60 Hz skal bruge samme RM.

3) Gnidnings og ventilationstabene. Det er lidt ubestemt, hvorledes gnidningstabene vokser med omdrejningstallet, men nok lidt mere end proportionalt. Ventilationstabene stiger med tredje potens af omdrejningstallet.

Resultatet bliver at de procentuelle gnidnings -og ventilationstab vokser lidt mere end proportionalt med frekvensen. Der er imidlertid kun behov for en beskedet forøgelse af kølingen på grund af forøgede jerntab. For en maskine som oprindeligt er dimensioneret for 50 Hz betyder det, at ventilatorvingerne helst bør gøres mindre når den skal anvendes for 60 Hz.

2.8 Standardegenskaber.

De asynkronmaskiner som fremstilles efter CENELEC normer, såkaldte normmotorer, vil uafhængig af fabrikant have ret ensartede egenskaber, fordi spillerummet ved maskinens dimensionering er ret snæver. Man kan derfor regne med nogenlunde samme egenskaber, idet tomgangsstrømmen nok er den egenskab, hvor der er mest spredning.

I bilag 3 er givet sådanne egenskaber for 6-polede asynkronmaskiner, som er omregnet til generatorer. Størrelserne er bestemt udfra ASEA maskiner. Man kan af bilaget som funktion af maskinens effekt aflæse: 1) ækvivalentdiagrammets parametre, eller 2) tabene som funktion af belastningen. Disse funktionsværdier tager særlig sigte på anvendelse i optimeringsprogrammer for komplette vindmøller. Af denne grund, er tabene ikke beregnet udfra en bestemt viklingstemperatur, som foreskrevet af IEC.

Istedet er temperaturen korrigeret sådan at man ved lav belastning har regnet med mindre temperaturstigning.

EKSEMPEL.

Vi vil bestemme tabene hos en 6-polet maskine, 55kW, 50 Hz, dimensioneret som generator ved belastningen 25%. Hertil benyttes Bilag 3 tabel 2.

Vi begynder med at bestemme LOG(PELM) som på en lidt bedre lommeregner findes til:

$$\begin{array}{ll} \text{Log}(55) &= 4.01 \\ \text{PG\%} &= 0.3 * 4.01 &= 1.2\% \\ \text{PFE\%} &= 1/(0.125 * 4.01 + 0.1) &= 1.7\% \\ \text{PCU\%} &= 1/(4.01 - 1.9) &= 0.5\% \\ \text{Samlet tab} &&= 3.4\% = 1.9 \text{ kW} \end{array}$$

2.9 Asynkronmaskinernes holdbarhed. Beskyttelse.

Man taler ofte om et apparats levetid, hvormed man i realiteten mener den tid, hvor det ikke længere kan betale sig at reparere, eller det ikke kan lade sig gøre at skaffe reservedele. I vurderingen indgår også det nye apparats mere moderne indretning.

For asynkronmaskinen er der kun to faktorer i dette: kuglelejerne og viklingsisolationen. Kuglelejer har holdt deres standard dimensioner så længe, at reservedelslejer næppe vil begrænse levetiden. Tilbage er kun viklingsisolationen for statorviklingen.

2.9A Organiske isolationsmaterialers levetid.

Det er karakteristisk at de fleste isolationsmaterialer kun indirekte mister deres isolationsevne med alderen. Det sker ved at de ved ældning mister deres mekaniske styrke, så at der opstår revner i materialet eller at det helt falder fra hinanden.

Ældningsprocessen er stærkt TEMPERATURAFHÆNGIG, men afhænger desuden af de vibrationer som forekommer.

Det er derfor en vigtig egenskab at fastholde materialerne, og for lavspændingsviklinger er den isolationslak som påføres viklingerne ligesågodt at betragte som lim.

Levetiden for isolationsmaterialerne kan vi betragte som den tid der går inden materialet er så svagt at der opstår isolations fejl.

Denne tid kan betragtes som et tidsintegral af en af temperaturen afhængig funktion. Den kan ikke bestemmes med noget der ligner nøjagtighed, men alligevel kan der anstilles nyttige betragtninger om spørgsmålet.

Ældningen af de organiske isolationsmaterialer er en kemisk proces herunder en iltning. Hastigheden hvormed processen forløber er en eksponentiel funktion af temperaturen, og MAN KAN GROFT REGNE MED EN HALVERING AF LEVETIDEN FOR HVER 6-8 GRADER CELSIUS, TEMPERATUREN FORHØJES. Ved store forhøjelser af temperaturen kan desuden indtræffe andre kemiske processer som giver betydelig hurtigere nedbrydning.

De isolationsmaterialer som anvendes til elektriske maskiners viklinger inddeles i klasser efter deres temperaturbestandighed. Inddelingen sker efter standardiserede ældningsprøver. Idag er klasse F den almindeligste for statorviklingen.

Der anvendes materialer som alle skal være i denne klasse eller bedre, og der tillades da en driftstemperatur på 155 grader når maskinen arbejder kontinuert med fuld last og omgivelsetemperaturen er 40 grader.

Imidlertid er der ved disse bestemmelser taget hensyn til:

- 1) AT OMGIVELSESTEMPERATUREN ER ÅRSTIDSAFHÆNGIG og
- 2) AT MASKINEN IKKE GÅR FULDBELASTET HELE ÅRET.

En maskine som altid går fuldlastet og altid har en omgivelsetemperatur på 40 grader vil få en meget kort levetid.

Til gengæld betyder disse forhold, at selv om temperaturen en kort tid overstiger 155 grader med f.eks. 5-10 grader, får det umærkelig indflydelse på levetiden. I største almindelighed kan siges, at for en vindmølle som en stor del af tiden går med delload, og hvor fuldlasten fortrinsvis finder sted når omgivelsetemperaturen er lav, vil ældningen under normale forhold være meget beskeden. Dette betyder, at man godt kan sætte grænsen for temperaturstigningen lidt højere end de 155 grader.

2.9B Beskyttelse mod overtemperatur.

Der findes to metoder til at beskytte en asynkronmaskine imod termisk overbelastning: 1) at indlægge en temperaturføler i statorviklingen eller 2) ved indirekte ved hjælp af en model at bestemme temperaturen. Denne metode benyttes i de såkaldte motorværn.

Ad 1). Denne metode forekommer at være den fordelagtigste men har den ulempe at det kræver ekstra ledninger til temperaturføleren.

Ad 2) At betemme temperaturen ved en model som registrerer asynkronmaskinens strøm er ikke helt ligetil. Maskinen har en "termisk tidskonstant" som ikke engang er en ren tidskonstant.

Hvis man pludselig slår strømmen til maskinen og belaster den med mærkelasten, vil temperaturen vokse op og asymptotisk nærme sig den stationære temperatur. Tidskonstanten for dette afhænger af maskinens størrelse. For maskiner af størrelsesordenen 10 kW drejer det sig om størrelsesordenen en halv time og for 100 kW over en time. En model som skal kunne registrere temperaturen korrekt, må have en tidskonstant ca. af samme størrelse.

Der vil være en tendens til at motorværnene har mindre tidskonstanter end maskinerne hvorfor de beskytter for godt.

Af denne grund forekommer metoden 1) bedst. Det skal for en ordens skyld bemærkes, at almindelige smeltesikringer ikke kan dimensioneres, så at de kan beskytte en motorvikling imod at blive for varm, og kun har til formål, at beskytte imod ildebrand i kablerne ved kortslutning, samt at hindre at kortslutninger forstyrrer andre dele af nettet.

Problemstillingen for vindmøllerne er anderledes. Det gælder om at sikre, at den termiske beskyttelse ikke udløser, når møllen staller ved vindstyrker som ligger over stallgrænsen.

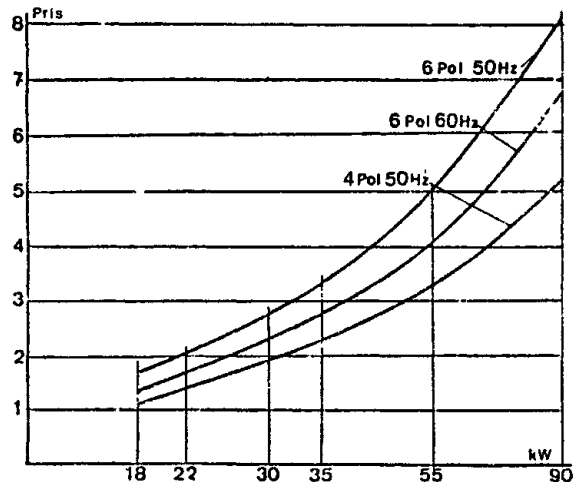
På den anden side gælder det om at udnytte generatoren fornuftigt, dvs. DEN SKAL GIVE SIN MÆRKEEFFEKT eller lidt over, NÅR MØLLEN STALLER. Dette kræver at man præcist kender stalleffekten som desuden gerne skal være så konstant som muligt over stallgrænsen.

For en rigtigt dimensioneret vindmølle har den termiske beskyttelse derfor ikke karakter af overbelastningsbeskyttelse og egentlig kun funktion ved direkte fejl, f. eks. afbrydelse af en fase.

2.10 Nogle økonomiske overvejelser.

Bortset fra at det altid kan betale sig at indhente tilbud fra mere end en leverandør, er der to måder at påvirke prisen på generatoren: 1) ved valg af poltal og 2) ved valg af udførelsesform (åben eller kappekølet).

FIG 2.5
Relative priser
for kappekølede
asynkrongenera-
torer med 4 og
6 poler.



ad 1)

Fig 2.5 viser relative priser for kappekølede asynkronmaskiner for 50 Hz 4- og 6-polede samt 60 Hz 6-polede. Det er klart, at den 4-polede er billigst. Det kan derfor være gearkassen som bestemmer valget. Som en tommelfingerregel kan man sige, at prisen for en gearkasse bestemmes af momentet på den langsomste aksel, samt antallet af geartrin. Der kan derfor være grund til at vælge en 6-polet maskine, hvis det betyder at man dermed kan nøjes med færre antal geartrin end ved 4-polet, men ellers vil den 4-polede generator give den billigste løsning.

Idag kan det være støjen fra gearkassen som hindrer anvendelsen af 4-polede generatorer. Denne støj transmitteres til møllehattens jernkonstruktion, og det er vanskeligt at isolere.

Det forekommer at være et vigtigt område for vindmølleudviklingen, at få reduceret støjudsendelsen, så at det ikke er støjproblemet som skal forhindre anvendelsen af de billigere 4-polede generatorer.

Ved 60 Hz ligger valget lidt anderledes, og anvendelsen af de dyre 6-polede maskiner i Danmark hænger måske sammen med, at møllerne fremforalt dimensioneres for det amerikanske marked.

ad 2).

Ventilerede maskiner er af simplere konstruktion end kappekølede, men da fremstillingsprisen hænger sammen med produktionstal pr år, og markedet for kappekølede er størst, ialfald

for mindre maskiner, kan det ikke lønne sig at benytte ventilerede maskiner ved mindre effekter. Spørgsmålet hænger iøvrigt også sammen med de enkelte fabrikers produktionspolitik. Fordelen ved at anvende ventilerede maskiner stiger med størrelsen, og allerede ved 55 kW kan det blive tale om at undersøge økonomien i at benytte ventilerede maskiner, hvis møllehatten iøvrigt er egnet for det.

2.11 Indsamling af primærdata.

2.11A Beregnede data.

Alle de 6 impedanser som indgår i ækvivalentdiagrammet kan af fabrikanten beregnes med god nøjagtighed. Derimod kan gnidningstabene ikke, og de må bestemmes ved måling på en prototype.

Der skal her gøres opmærksom på at det ikke er ualmindeligt, at man lader RM også omfatte gnidningstabene. Da tomgangstabene er ret afgørende for økonomien ved en vindmøllegenerator, skal følgende forholdsregler anbefales ved indhentning af oplysninger om ækvivalentdiagrammet fra fabrikanten:

1) Der skal foreligge oplysninger om gnidningstabene, herunder om hvorvidt RM inkluderer gnidningstab eller kun omfatter jerntab.

2) Der skal foreligge oplysninger om den temperatur som modstandene R_1 og R_2 er bestemt ved, samt at R_2 er modstanden ved lavt slip.

3) Der skal foreligge oplysninger om X_1 og X_2 er bestemt ved en strøm som ikke giver mætning af jernet.

Da som nævnt IEC-normernes regler for maksimalmoment og tilladelig overhastighed er yderst beskedne, bør man samtidig sikre sig at disse to egenskaber er tilfredsstillende, selv om sandsynligheden for at de er det er overordentlig stor. Der henvises til bilag 2.

2.11B Måling af primærdata.

Eksemplerne i dette afsnit gælder alle en 6-polet asynkron-generator 90 kW, 3*400 Volt 50 Hz, kappekølet.

MODSTANDSMÅLING.

R_1 bestemmes ved direkte måling, hvor det skal fremhæves, at for lidt større maskiner kan målingen ikke udføres med en almindelig målebro, da overgangsmodstanden i forbindelsen mellem broen og klemmerne kan blive af samme størrelsesorden som den modstand som skal måles. Der må da anvendes specialmålebro, eller måling med jævnstrøm med volt og amperemeter, hvor voltmeteret tilsluttes med egne klemmer.

EKSEMPEL:

Med modstandsmåling med volt og amperemeter målt mellem to statorklemmer $I = 4.8$ A, D (jævnspejnding) = 0.14 Volt.

Temperatur 20 grader C. Dette giver pr fase:

$$R_1 = D/I/2 = 0.14/(2 \cdot 4.8) = 0.0146$$

omregnet til 115 grader: (0.4% stigning pr grad)

$$R_1 = 0.0146 \cdot 1.38 = 0.0202 \text{ ohm.}$$

KORTSLUTNINGSMÅLING.

Denne udføres på følgende måde: Akslen fastbremses. Der påtrykkes en trefaset spænding til statoren, så stor, at strømmen bliver lig med mærkestrømmen. Strøm, spænding og den samlede effekt måles.

På grund af notningen af stator og rotor, kan resultaterne afhænge lidt af den vinkel som rotoren danner med statoren, og man kan da bevæge rotoren lidt frem og tilbage under målingen.

Ved fastbremsset maskine ($S=1$) er impedansen af en fase:

$$Z_K = R_1 + R_{2S} + j(X_1 + X_2) \quad (2.17)$$

Af denne måling bestemmes $X_1 + X_2$. Man skal her lægge mærke til, at der er skrevet R_{2S} som angiver modstanden ved start, altså med strømfortrængning. Man kan af målingen bestemme R_{2S} , men den kan ikke anvendes til beregninger af slip eller tab.

Man kan i praksis slet ikke måle X_1 og X_2 hver for sig, men kun deres sum. Dette savner imidlertid betydning, og man kan opdele den beregnede reaktans i to lige store dele, uden at det får nogen konsekvenser for nøjagtigheden, da de normalt ikke afviger stærkt fra hinanden. (Grunden til dette er, at X_1 og X_2 i høj grad afhænger af notform, og notantal, og her er der ikke større forskel mellem stator og rotor).

EKSEMPEL:

Ved kortslutningsprøven med $I_1 = 152 \text{ A}$, målttes $U_Y = 89.9 \text{ V}$.
 $P = 4505 \text{ watt}$. Temperatur 20 grader C .

$$Z_K = U_Y/1.732 / I_1 = 89.9/(1.732 \cdot 152) = 0.3415 \text{ ohm}$$

$$R_1 + R_{2S} = P/(3 \cdot I_1^2) = 4505/(3 \cdot 152^2) = 0.065 \text{ ohm}$$

$$X_K = \sqrt{Z_K^2 - (R_1 + R_{2S})^2}$$

$$X_K = \sqrt{0.3415^2 - 0.065^2} = 0.318 \text{ ohm}$$

$$X_1 = X_2 = X_K/2 = 0.318/2 = 0.159 \text{ ohm}$$

TOMGANGSMÅLING.

Her anvendes som ved kortslutningsprøven, volt-, ampere- og wattmeter.

Målingen foretages fra noget over normalspændingen til så

lav spænding som muligt uden at omdrejningstallet falder mærkbart. I praksis måske til 25% af mærkespændingen.

Tomgangsprøven anvendes til bestemmelse af XM, RM samt gnidningstabene.

EKSEMPEL:

FIG 2.2 viser tomgangsstrømmen som funktion af netspændingen. Ved UY = 400 volt aflæses på kurven I = 54 A. Heraf fås:

$$E = UY/1.732 - Xl \cdot I_0$$

$$E = 400/1.732 - 0.159 \cdot 54 = 222.35 \text{ volt}$$

$$XM = E/I = 222.35/54 = 4.12 \text{ ohm.}$$

Egentlig er det ZM som beregnes, men forskellen mellem ZM og XM er forsvindende.

Effekten som måles er summen af jerntab og gnidningstab, (samt tomgangsstrømmens tab i statorviklingen). Kobbertabene i statorviklingen fratrækkes. Kvadratroden af jern- og gnidningstab optegnes som funktion af spændingen. (IEC publication 34-2) Dette er vist på fig. 2.6.

Da jerntabene går imod nul, når spændingen går mod nul, kan gnidningstabene ekstapoleres fra denne kurve. Her findes at kvadratroden af gnidningstabene bliver 1.18 hvilket giver gnidningstabene 1.34 kW.

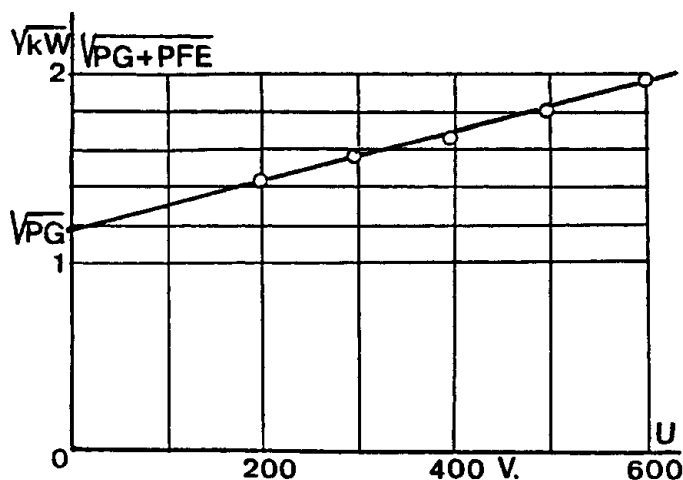


FIG 2.6
Kvadratroden af tomgangstabene som funktion af den inducerede spænding.

Ved 400 volt bliver jerntabene herved bestemt til $2.74 - 1.34 = 1.4$ kW.

E er tidligere bestemt til $400/1.732 \cdot 0.96$.

$$1400 = 3 \cdot E^2/RM \text{ giver } RM = 102 \text{ ohm.}$$

BESTEMMELSE AF R2.

Den værdi af R2 som bestemmes ved kortslutningsprøven (betegnet som R2S) kan ikke anvendes til bestemmelse af forholdene ved normal drift, fordi den målte værdi ved 50 Hz på grund af strømfortrængning er for stor. Den kan kun måles ved en normal belastningsprøve. Dette forudsættes også i IEC publication 34-2.

Ved belastningsprøven som motor ved normal spænding måles spænding, strøm, effekt og slip. Belastningen indstilles, så at den mekaniske effekt svarer til mærkeeffekten.

Den inducerede spænding beregnes udfra tomgangstilfældet.

Luftspalteeffekten beregnes udfra den målte elektriske effekt minus primære kobbertab minus jerntab.

Da S kendes kan man da betemme R2L udfra ligningen:

$$P_{12} = 3 * E^2 / (R2L/S)$$

EKSEMPEL:

Belastningsprøven gav:

$$P = 92.6 \text{ kW}, I_1 = 154.2 \text{ A}, U = 400 \text{ V}, S = 0.025$$

Fra tomgangs- og kortslutningsprøven, samt modstandsmåling er fundet: $R_1 = 0.02 \text{ ohm}$, $X_{1L} = 0.159 \text{ ohm}$, jerntab 1.4 kW. Heraf findes:

$$I_{1A} = P / (U * 1.732) = 92.6 * 1000 / (1.732 * 400) = 133.7 \text{ A}$$

$$I_{1R} = \sqrt{I_1^2 - I_{1A}^2} = \sqrt{154.2^2 - 133.7^2} = 76.9 \text{ A}$$

$$E = U_f - (X_1 * I_{1R} + R_1 * I_{1A})$$

$$E = 400 / 1.732 - (0.02 * 133.7 + 0.159 * 76.9) = 215.9 \text{ V.}$$

$$P_{CU1} = 3 * R_1 * I_1^2 = 3 * 0.02 * 154.2^2 = 1.4 \text{ kW}$$

$$P_{12} = 92.6 - 1.4 - 1.34 = 89.9 \text{ kW}$$

$$R2L/S = 215.9^2 * 3 / 89900 = 1.56 \text{ Ohm}$$

$$R2L = 1.56 * 0.025 = 0.039 \text{ Ohm}$$

De fundne værdier kan benyttes i dataprogrammet til bestemmelse af alle egenskaber mellem positivt og negativt maksimalmoment. Dataprogrammet stopper når maksimalværdierne er nået, fordi uden for disse grænser kan man ikke længere regne med at R2, X1 og X2 bevarer deres værdi.

Hvis man ikke har mulighed for at foretage belastningsprø-

ve, kan man beregne R2L udfra tomgangsprøve, kortslutningsprøve samt benyttelse af slip, strøm og effekt fra mærkepladen.

3. NETTILSLUTTEDE GENERATORER.

3.1 Indkobling af asynkronmaskinen til nettet.

3.1A. Omdrejningstallets- og retningens betydning.

Hvis generatoren kobles til nettet, når omdrejningstallet afviger fra det synkrone omdrejningstal, får man en stor indkoblingsstrøm og kan få betydelige mekaniske påvirkninger. Dette bør undgås af hensyn til gearkassen.

Fig. 3.1 som viser strømmen i procent af mærkestrømmen som funktion af slippet, for en asynkronmaskine på 90 kW. Det fremgår af figuren, at en mindre procentuel ændring af omdrejningstallet giver en mærkbar forøgelse af strømmen i stationær tilstand.

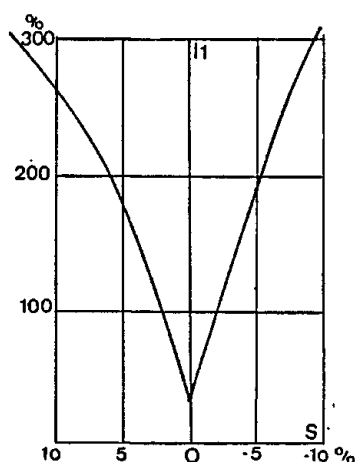


Fig. 3.1
Primærstrømmen for en
asynkronmaskine 90 kW
som funktion af slippet.

Vi vil derfor i det følgende kun interessere os for det tilfælde, at omdrejningstallet er synkront, når indkoblingen påbegyndes.

Tachometerets procentuelle fejl bør være betydelig mindre end generatorens procentuelle slip ved mærkelast, og derfor for store generatorer mere nøjagtigt end for små.

Der findes imidlertid idag elektroniske tachometre, som kan give denne nøjagtighed.

Ved første installation er det afgørende, at generatoren indkobles til nettet med den rigtige rotationsretning, (bilag 2.1) da man ellers vil få nogle voldsomme overstrømme. Den rigtige rotationsretning opnås sikrest som følger:

- 1) Der sættes spænding på det kabel som generatoren skal sluttes til, og ved den kabelende som skal sluttes til generatorens klemkasse kontrolleres fasefølgen med en fasefølgemåler.
- 2) Omdrejningsretningen for generatoren undersøges. Den afhænger af møllens omdrejningsretning samt gearkassens konstruktion.

3) Hvis generatorens omdrejningsretning er medurs set fra akseltapsiden, skal fase R forbindes til klemmen ul på klemmebrættet, fase S til vl og fase T til wl. Hvis generatorens omdrejningsretning er modurs skal to ledninger ombyttes.

3.1B. Den transiente strøm ved kontaktorindkobling.

1) Strømforholdene.

Vi ser først på hvad der sker, når vi indkobler en drosselspole med jernkerne til en vekselspænding. Fig. 3.2 viser drosselspolens magnetiseringskurve.

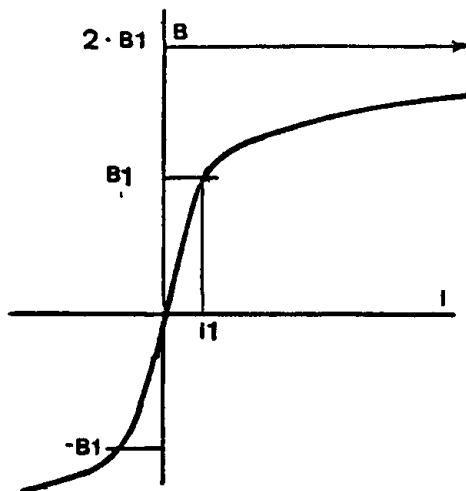


FIG: 3.2

B som funktion af strømmen for en drosselspole med jernkerne.

Ved stationær drift svinger B symmetrisk mellem $-B_1$ og B_1 , og strømmen svinger mellem $-I_{\text{top}}$ og I_{top} . Det sker på den måde, at i den positive halvbølge af spændingen stiger B fra værdien $-B_1$ til $+B_1$, og i næste halvbølge svinger B tilbage.

Når strømmen afbrydes vil B næsten blive nul, idet vi ser bort fra jernets remanens.

Når vi nu indkobler drosselspolen til spændingen igen, afhænger strømforløbet helt af på hvilket punkt af det sinusformede spændingsforløb indkoblingen finder sted. Det værste tilfælde indtræffer, hvis indkoblingen sker ved spændingens nulgennemgang.

Sker det f.eks. ved begyndelsen af den positive halvbølge, skal B vokse med værdien $2 \cdot B_1$ når perioden er slut. Det ses af figuren, at dette ikke kan lade sig gøre, fordi jernet er mættet.

Strømmen stiger meget stærkt, og giver et spændingsfald i kredsens øvrige impedanser.

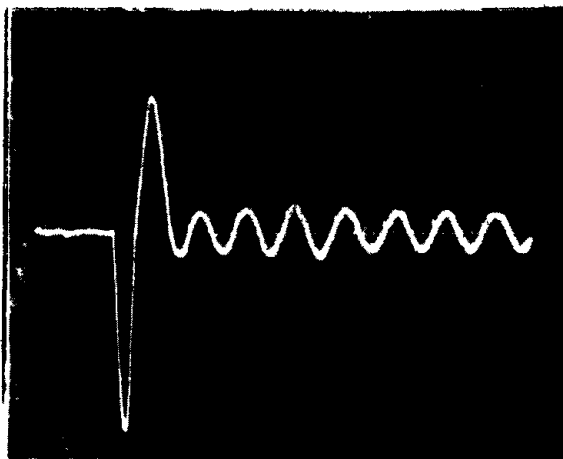


FIG. 3.3

Strømmen i en fase ved indkobling af en 5.5kW asynkronmaskine til nettet. (25 A/div.)

Noget tilsvarende sker, når en asynkronmaskine kobles til nettet. Forholdet er imidlertid mere kompliceret, når det dre-

jer sig om flere faser. Fig. 3.3 viser et eksempel på indkoblingsstrømmen i en faseledning til en 5.5 kW 4-polet asynkronmaskine som indkobles til nettet med en kontaktor, når maskinen roterer synkront.

Topstrømmen er 7-8 gange mærkestrømmens topværdi, men aftager hurtigt til tomgangsstrømmens værdi. For større generatorer kan denne faktor blive endnu større. Dette store indkoblingsstrømstød ønsker elværkerne at undgå, og fra 1 jan 1985 vil de fleste elforsyningsselskaber forlange, at nybyggede vindmøller skal forsynes med en tyristorstyring til begrænsning af indkoblingsstrømstødet.

2). Mekaniske påvirkninger.

Ved indkobling af generatoren med kontaktor, opstår der meget hurtigt et drejningsmoment, som har karakter af et slag.

Dette kan høres som en lyd fra gearkassen.

De fleste gear-motorer startes direkte uden at gearkassen tager skade af det, idet man må undtage det tilfælde hvor den udgående aksel er forbundet med et kædetræk.

For vindmølle-generatorer skal man være opmærksom på det specialtilfælde, at indkoblingen kan ske ved generatorens maksimalmoment. Dette er væsentligt større end startmomentet som motor, hvorfor man enten må sikre en styring, så at dette tilfælde med sikkerhed undgås eller dimensionere gearkassen efter hvad der kan forekomme.

3.1C. Indkobling med med tyristorer.

Tyristorudrustningerne har som hovedformål at begrænse indkoblingsstrøm, men de har iøvrigt den fordel, at de er underholdsfri i modsætning til kontaktorerne. Disse får hurtigt forbrændte kontakter som må udskiftes på grund af den store hyppighed af indkoblingerne til nettet. (P. RASMUSSEN 1981)

Tyristorudrustningerne kan udformes på forskellig måde med fælles grundprincip. Der anvendes fasevinkelstyring, hvorved man ved ændring af tændvinklen reducerer netspændingen og dermed den spænding som påtrykkes asynkronmaskinen. Ved at forøge spændingen med passende hastighed op til fuld spænding, kan man opnå at indkoblingsstrømmen begrænses til lav værdi.

Der findes for en trefaset spændingsstyring 4 forskellige muligheder at indkoble tyristorer, som det fremgår af fig. 3.4.

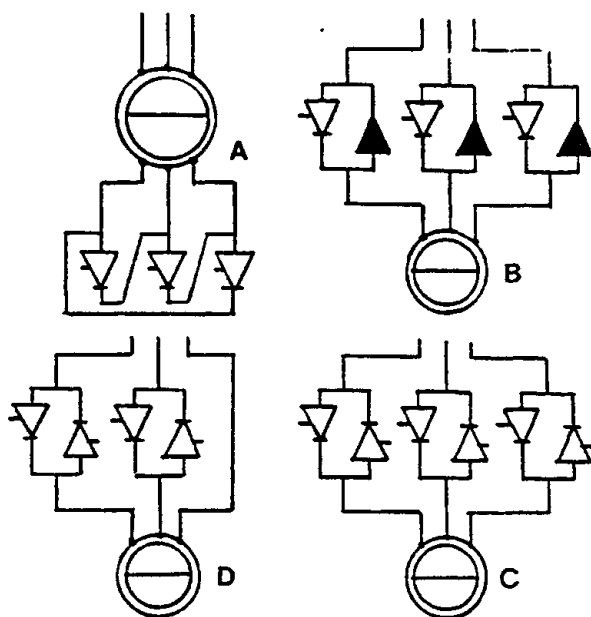
At de alle kan anvendes ses af den simple betragtning, at hvis tyristorerne ikke leder, kan der ikke gå strøm i maskinens viklinger, og hvis tyristorerne leder hele tiden, kan strømmen passere uhindret. Ved tændingsforsinkelse kan man opnå mellemtilstande mellem disse to yderpunkter.

Fig 3.4A udmærker sig ved kun at anvende 3 tyristorer. Denne mulighed vil ikke blive behandlet, da den er upraktisk. Der skal ledninger til alle klemmebrædtets 6 klemmer, og hvis

tyristorudrustningen ikke anbringes i møllehatten, vil der kræves dobbelte ledere for generatorstrømmen ned gennem tårnet.

Når spændingen fra nettet reguleres med tyristorernes tændvinkelforsinkelse, bliver spændingskurven forvrænget. Den er ikke længere sinusformet, men indeholder en række overtoner dvs spændinger med frekvenser som er hele multipla af grundtonen, altså spændinger med frekvenserne 100, 150, 200 Hz osv.

FIG 3.4
Fire måder at
spændingsstyre
en trefaset
asynkronmaskine.



Mængden af disse overtoner afhænger af, hvilken af de tre koblinger 3.4B, 3.4C eller 3.4D som benyttes.

3.1D Generelt om fasevinkelstyring ved vekselstrøm.

1) En tyristor kan kun lede strøm i een retning, og for at styre en vekselstrøm må man ved enfaset strøm anvende 2 tyristorer som er koblet parallelt men modsat rettede. Imidlertid kan man istedet anvende en Triac. Den kan lede strømmen i begge retninger og fungerer derfor som to modsatrettede og parallel-koblede tyristorer.

Om man vælger den ene eller anden løsning afhænger af praktiske forhold, og triac-løsningen er normalt fordelagtigst ved strømme op til 15-25 Amp., mens der ikke er nogen strøm-grænse opad for tyristorer. Når triacs vises i nogle følgende strømskemaer betyder det derfor ikke, at det netop er triacs som er bedst egnede i de viste tilfælde.

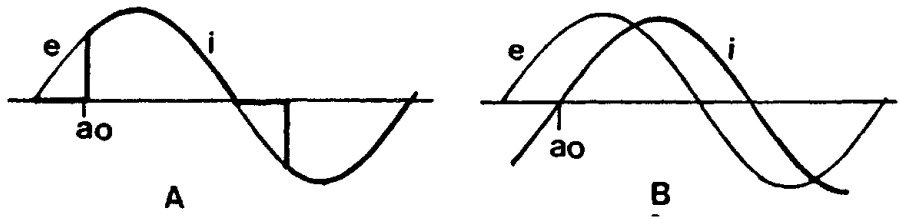
2) Det skal vises, at den spændingsreduktion man opnår ved tændvinkel-forsinkelse af tyristorerne helt afhænger af belastningens faseforskydning.

Her er det bekvemt atter at se på et enfaset tilfælde.

Fig 3.5A viser spænding og strøm for et enfaset tilfælde hvor belastningen er en ohmsk modstand. Det ses, hvorledes tændvinkel-forsinkelsen reducerer spændingen. Fig 3.5B viser det tilfælde, hvor belastningen har en faseforskydning på α

grader, og hvor tændvinklen også er α_0 grader. Det fremgår at denne tændvinkel forsinkelse ikke vil reducere spændingen.

FIG 3.5
Fasevinkelstyring
ved ohmsk og
induktiv last.



Dette betyder, at den tændvinkelforsinkelse, som vil begynde at reducere spændingen SKAL VÆRE STØRRE END STRØMMENS FASE-FORSKYDNING i forhold til spændingen.

Den "virkelige" tændingsforsinkelse bliver α_0 minus den vinkel som strømmen er faseforskydet i forhold til spændingen.

Forholdet kompliceres af, at når spændingen reduceres, bliver strømmen ikke længere helt sinusformet, så at det er vanskeligt at tale om faseforskydning i ordets almindelige betydning.

Derfor kan de love som kendes for sammenhængen mellem styrevinkel og spænding ved thyristorstyrede ensrettere ikke bruges.

Ser vi på den trefasede asynkronmaskine, finder vi for hver fase detsamme. Dette gør forholdene komplicerede for asynkronmaskinen, fordi en ændring af tændvinkel-forsinkelsen også kan ændre strømmens faseforskydning, hvorfor man i visse tilfælde kan få ustabile tilstande. Dette savner imidlertid betydning for thyristorudrustningerne, hvor de anvendes til korte indkoblingsforløb.

3.1E Overtonernes betydning.

Koblingen fig 3.4B skal nærmere undersøges. Denne forekommer almindeligt. Når man anvender en diode og en thyristor antiparallelt, bliver spændingens to halvbølger forskellige, og spændingen vil indeholde lige harmoniske overtoner.

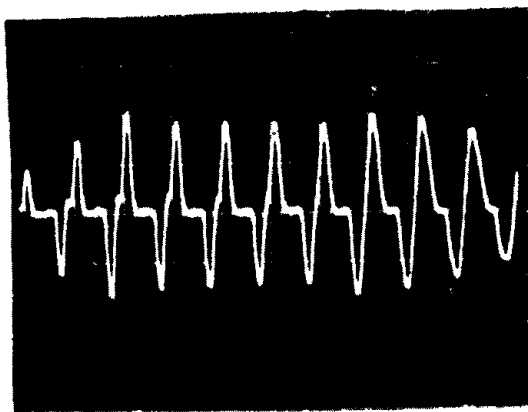
I det foreliggende tilfælde bliver den største overtone ved nogle tændvinkler den anden overtone. Den anden overtone i den trefasede strøm giver et rent INVERST felt i maskinens luftspalte. Når rotoren roterer synkront fremad, og feltet fra anden overtone roterer med dobbelt hastighed den modsatte vej, betyder det at rotoren i forhold til feltet fra anden overtone har sluppet 1.5. Dette betyder, at rotoren nærmest kortslutter dette felt, eller sagt på anden måde: impedansen for den anden overtone for den trefasede strøm er meget lille.

Selv en beskedent komponent af anden overtone i spændingen giver derfor en betydelig anden overtone-komponent i strømmen.

Fig 3.6 viser en fasestrøm ved indkobling af en 5.5 kW asynkronmaskine til nettet med en thyristorudrustning med 3 thyristorer og 3 dioder. Der er i denne strøm en betydelig mængde anden overtone som først forsvinder, ved lille styrevinkel.

FIG. 3.6

Strømmen ved tyristor-indkobling af en asynkronmaskine ved hjælp af 3 tyristorer og 3 dioder.(10A/div.)



Det omtalte forhold er en ufordelagtig egenskab for den brugte kombination af dioder og tyristorer.

Fig 3.4C viser anvendelsen af 6 tyristorer. Det er her karakteristisk, at spændingen ved nedstyring ikke indeholder lige harmoniske, og da overtoner som er delelige med 3 automatisk forsvinder i trefasespændingen, bliver de laveste overtoner den 5te og den 7ende overtone. Overfor disse overtoner er reaktansen af viklingen mærkbart forøget, så at overtonerne i strømmen ikke bliver så store.

Fig 3.7 viser indkobling af samme maskine som fig.3.6, men med anvendelse af 6 tyristorer under forskellige forhold. Med de 6 tyristorer kan strømmen holdes lavere end med 3 tyristorer og 3 dioder, fordi den anden overtone i strømmen er borte.

Virkemåden af koblingen fig 3.4D skal ikke analyseres. Den er meget kompliceret, idet de tre fasestrømme bliver forskellige. Overtoneindholdet bliver uoverskueligt, hvorfor en sammenligning mellem de andre koblinger ikke kan foretages kvalitetsmæssigt.

Hurtigt

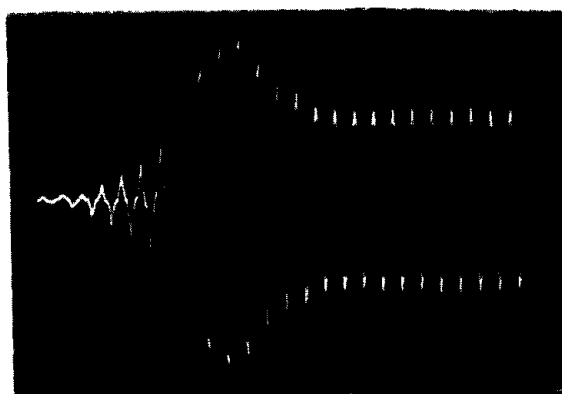
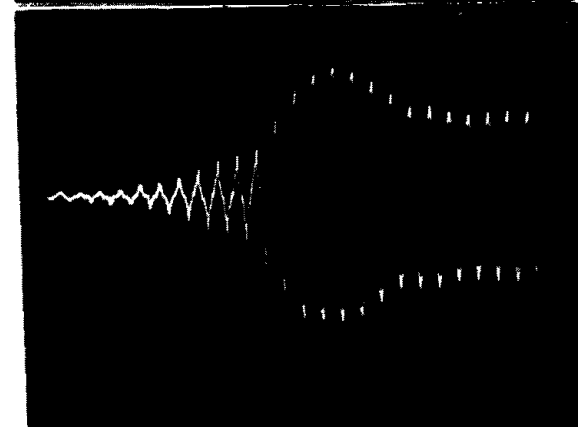


FIG 3.7

Strømmen ved tyristor-indkobling af samme asynkronmaskine som fig. 3.6 men med 6 tyristorer.(5A/div)



Langsomt

3.1F Styringshastigheden.

Valget af den hastighed hvormed spændingen fra tyristorstyringen vokser op er et kompromis mellem to hensyn:

1) Hvis møllen starter ved lav vindhastighed, vil man få den laveste indkoblingsstrøm ved at lade spændingen vokse langsomt.

Dette er illustreret af fig.3.7, hvor der er valgt to forskellige opvoksningshastigheder og hvor det ses, at den laveste opvoksningshastighed giver den laveste indkoblingsstrøm.

2) Selv ved vindhastigheder som ikke er voldsomt store påvirkes indkoblingsstrømmen i betydelig grad af møllens acceleration. P.RASMUSSEN (1980) har foretaget beregninger af denne acceleration og fandt følgende: for en 18 kW mølle som startes ved en vindstyrke som giver fuld effekt, giver accelerationen ved den synkrone hastighed en stigning i omdrejningstallet, SOM BLIVER 1% PR 30 MILLISEKUNDER, når møllen er ubelastet.

De opstyringstider som anvendes kan være af størrelsesordenen 0.2 - 0.4 sekunder. Det er da indlysende, at hvis indkoblingen påbegyndes ved det synkrone omdrejningstal, vil omdrejningstallet have passeret generatorens mærkeomdrejningstal inden generatoren når op på fuldt bremsemoment.

Derfor må der ved fastsættelse af styringstiden for tændvinklen også tages hensyn til dette forhold.

Med anvendelse af 6 tyristorer skønnes det, at man vil kunne gå ned til 0.15 sekund eller mindre, men det forudsættes da at der begyndes med en styrevinkel som ved indkoblingen giver en tydelig strøm.

DEFUs rekommendation til Elværkerne (DEFU 1985) kan læses således, at under indkobling må topværdien af strømmen højst overskride mærkestrømmens effektivværdi med 70 procent. Dette kan også opnås med en rimeligt dimensioneret tyristorudrustning, dog næppe ved start ved stor vindhastighed, hvilket heller ikke er forudsat af DEFU.

En forbedring af indkoblingen kan opnås, hvis der foretages en måling af accelerationen, og dette benyttes til at begynde indkoblingen før det synkrone omdrejningstal er nået, hvis accelerationen er stor.

3.1G Tyristorindkobling med strømbegrænsning.

Det er nærliggende istedetfor tidsstyring af fasevinklen at anvende styring med strømbegrænsning, som det er almindelig kendt for tyristorstrømrettere.

Dette har også sine problemer, for man må isåfald desuden arbejde med to tidsfunktioner. Den ene må langsomt opbygge strømgrænsen for ikke at få transiente strømme fremkaldt af reguleringsystemets træghed. Den anden må sætte strømgrænsen ud af kraft efter en vis indstillet tid, af følgende grund:

Strømgrænsen sættes til 120% af generatorens mærkestrøm, som foreslået af DEFU. En strømgrænse på 120% under normal drift vil være uheldig, fordi momentmarginalen bliver for ringe. En spændingssænkning på nettet på 10% vil medføre en generatorstrøm på 120% for at opretholde normalmomentet.

En strømstyret tyristorindkobling, må derfor nødvendigvis kombineres med en funktion, som efter f.eks. nogle sekunder efter indkoblingssignal sætter strømbegrænsningen ud af funktion eller forhøjer strømgrænsen.

3.1H Tyristorernes tab.

Selvom spændingsfaldet i en tyristor er lavt (ca 1.5 volt), kan tabene få indflydelse på tyristorudrustningens udformning.

Tyristorerne er normalt monteret på køleelementer af aluminium. Varmeafgivelsen fra disse vil, hvis tyristorerne er indkoblet under drift, ikke kunne køles i en lukket indkapsling. Man er nødt til at anvende en kontrolkasse med ventilationsåbninger.

Der foreligger imidlertid den mulighed, at forbikoble tyristorerne med en kontaktor, når startforløbet er tilendebragt. Tyristorerne vil da kun være indkoblet måske et halvt sekund ved hver start af generatoren. Kølelementerne bliver mindre og billigere, og kassen kan udføres helkapslet. Dette opvejes så af kontaktoren.

Ved udkobling af generatoren, skal der først gives tændpulser til tyristorerne inden kontaktoren åbnes. Dette skal gøres så tyristorerne er parate til at overtage strømmen når kontaktoren åbnes. Når kontaktoren er åbnet kan tændpulserne fjernes.

Herved undgås lysbuedannelse mellem kontaktorens kontakter, hvorved levetiden forøges væsentligt, idet levetiden nu bestemmes af kontaktorens MEKANISKE levetid som kan være af størrelsesordenen 10^6 til 10^7 indkoblinger.

Effektbesparelsen er beskeden. For en 55kW generator, med drift i 60 % af tiden kan de samlede tab i 3 tyristorer og 3 dioder skønnes til i middel under drift 0.15 kW. De årlige tab bliver $0.15 \cdot 8760 \cdot 0.6 \text{ kWh} = \text{ca } 800 \text{ kWh}$. Dette vil muligvis kunne forrente anskaffelse af kontaktoren, men en vurdering må ske på basis af konkrete oplysninger om tabene og sammenligning mellem priser på de to forskellige systemer.

3.2 Styling af ind- og udkobling.

Løsningen af styreproblemet vil være et kompromis mellem, på den ene side, at opnå størst mulig nettoproduktion af elektrisk energi, og på den anden side at begrænse antallet af ind- og udkoblinger. Det sidste med hensyn tagen til de regler som elværkerne forskriver.

3.2A Ikke-elektrisk styring.

En interessant løsning er bl a udarbejdet af Poul Lundby, Dansk Vind Teknik A/S. Mellem gear og generator er der indføjet en frihjulskobling (bedst kendt fra SAAB-automobilerne).

Generatoren indkobles manuelt med en kontaktor, dvs generatoren er tilsluttet til nettet hele tiden. Når vindstyrken stiger, så at gearakslens omdrejningstal når generatorens synkrone omdrejningstal, går koblingen i indgreb. Når vindstyrken styrken falder, slipper koblingen, og generatoren går som motor i tomgang.

Systemet udmærker sig ved den store simpelhed i styringen. Man betaler for dette ved at generatoren får tomgangstab ved lave vindhastigheder, hvor møllen ikke kan producere. For at reducere tomgangstabene, kan udrustningen suppleres med en føler, som udkobler generatoren fra nettet, hvis møllen står helt stille. I andet fald kan generatoren bortkobles manuelt i perioder med svag vind.

3.2B Indkoblingen til nettet.

Ved elektrisk automatisk indkobling, er det ideelle krav naturligvis, at indkoblingen skal ske når vindstyrken har en sådan størrelse, at møllen lige akkurat kan producere elektricitet.

Dette krav kan ikke uden videre opfyldes. Der findes forskellige metoder for indkoblingen, som skal nævnes, selvom de ikke alle er lige gode.

1) vindhastigheden som kriterium.

Denne metode er mindre fordelagtig på grund af vindens uregelmæssige karakter. Denne vanskelighed kan kun delvis elimineres ved at bestemme middelværdien over een eller anden tidsperiode.

To andre forhold spiller også lidt ind i negativ retning:

a) effekten som fås ved en bestemt vindhastighed afhænger af luftens temperatur og fugtighed.

b) De mekaniske tab i gearkassen er af hængige af smøreoliens temperatur.

2) tyristorindkobling med fast styrevinkel.

Denne metode er beskrevet af (BRANDIN,1978). Der er valgt en fast styrevinkel på 130 grader. Ved undersynkron drift bliver spændingen meget beskeden, men ved oversynkron drift hvor strømmens faseforskydning når de 130 grader, får generatoren fuld spænding.

Det er i og for sig en fordel, at spændingen ved lave mo-

menter er reduceret, men tyristorerne giver overtoner i spændingen, som forøger tomgangstabene, så at der spares næppe noget derved.

Metodens ulemper er at tyristorstyringen giver radiostøj, så at udrustningen må forsynes med støjdæmpning, og faseforskydningen aftager igen ved overlast, så at generatorens overbelastningsevne reduceres af tyristorudrustningen. (se fig. 1.24)

3) Effektretningsmåling.

Dette er kun muligt, hvis der til stadighed er en vis spænding på generatoren. Hvis denne spænding kan holdes tilstrækkelig lav, så at effekten ikke betyder noget er systemet anvendeligt, men effektretningsmålingen ved så lav effekt ligger på grænsen af hvad der kan opnås pålidelighed med. Metoden kan derfor benyttes, ved mindre møller f eks under 20 kW, hvor det kan mærkes på den samlede økonomi, at der spares et tachometer.

4) Omdrejningstal som kriterium.

Som tidligere nævnt kan man med elektronisk tachometer opnå en præcis bestemmelse af det synkrone omdrejningstal. Det skal her fremføres, at det synkrone omdrejningstal afhænger af netfrekvensen, og selv om denne normalt er meget nøjagtig, bør man principielt måle omdrejningstallet i forhold til nettets frekvens. Da man under alle omstændigheder behøver en tidsnormal til målingen, er det simplest at anvende netfrekvensen.

Det er vigtigt, at tachometret fungerer HURTIGT, idet en forsinket registrering af omdrejningstallet får uheldig indvirkning på indkoblingsforløbet på grund af den betydelige acceleration som kan forekomme (se afsnit 3.1F).

Årsagen er følgende: Hvis møllens acceleration er stor når generatoren når det synkrone omdrejningstal, kan omdrejningstallet nå at være steget flere procent op over synkronisme når indkoblingen begynder. Dette giver en stor indkoblingsstrøm. Forholdet vil derfor gøre sig særlig gældende ved start af møllen ved store vindhastigheder.

Den elektroniske måling gøres hurtigst ved at måle tiden det tager for generatorakslen at dreje sig een eller en betemt brøkdel af en omdrejning. Målingen gøres f eks ved at forsyne akslen med en jernknast som aftastes magnetisk. Med een knast på akslen af en seks-polet generator, bliver største forsinkelse i målingen to syttende del sekund, og den gennemsnitlige forsinkelse det halve. Ved at anbringe flere knaster på akslen kan denne tid reduceres, men det er da meget vigtigt, at knasterne anbringes meget nøjagtigt, da den tid som måles er tiden fra een knast til den næste.

Det fremgår af dette, at det elektroniske tachometer ikke med fordel anbringes på selve møllens hovedaksel, medmindre der anvendes aftastning fra et stort antal punkter på akslen, med

meget nøjagtig vinkelafstand.

Man kunne forestille sig en konstant vindhastighed, så stor, at den lige netop kunne drive møllen op over synkronisme. Ved indkobling til nettet, vil jerntabene bremse møllen ned under synkronisme, den vill blive udkoblet og indkoblet igen osv. På grund af vindfluktuationerne fås imidlertid et andet forløb, så at det bliver vindfluktuationerne som bliver bestemmende.

3.2C Udkobling fra nettet.

Hvis det var ligegyldigt, hvor ofte generatoren blev indkoblet til nettet, skulle udkoblingen simpelthen ske hver gang generatoren begyndte at trække effekt fra nettet, og indkoblingens skulle ske hver gang omdrejningstallet blev synkront.

Imidlertid stiller elværkerne krav til den hyppighed, hvor- med indkoblingen må finde sted, og det er derfor praksis, at styreudrustningen er indrettet, så at der finder en begrænsning sted.

Denne begrænsning kan ikke ske ved at styre indkoblingen. Hvis generatoren når det synkrone omdrejningstal, er man tvunget til at koble den til nettet, da omdrejningstallet ellers kan blive så højt, at generatoren ikke længere kan fastholde omdrejningstallet. Bremsesystemet må da aktiveres, hvilket ikke er ønskeligt som noget normalt forekommende.

Begrænsningen i antallet af ind- og udkoblinger kan derfor kun ske ved forsinkelse af udkoblingen. Heraf følger:

Enhver foranstaltning til at begrænse antallet af ind- og udkoblinger vil koste elektrisk energi,- men i praksis ikke ret meget.

Det gælder alligevel om at vælge en styrestrategi, så at man opnår den ønskede begrænsning af indkoblingshyppigheden med mindst muligt energitab.

Som kriterier for udkoblingen kan følgende tænkes:

1) Udkobling som funktion af omdrejningstallet.

Denne metode er ikke særlig god, fordi der kræves en meget stor nøjagtighed. Lad os antage at en generator har 2% tomgangstab minus gnidningstab, og 2% slip ved mærkelast. Dette svarer til et slip i tomgang på 0.04%. Med denne nøjagtighed eller helst bedre skal omdrejningstallet måles for at benytte det som tachometer til udkobling.

2) Udkobling som funktion af effektretningen.

Dette er det mest nærliggende kriterium. Hvis man imidlertid ikke skal anvende effektmålingen til andet, er det noget simplere som kriterium at anvende:

3) Udkobling som funktion af strømmens fasevinkel.

Effekten kan udtrykkes som $1.732 \cdot E \cdot I \cdot \cos(\phi)$. Her er E temmelig konstant. I varierer heller ikke ret meget, når effekten ligger på små værdier, og $\cos(\phi)$ kan erstattes af $\pi/2 - \phi$.

Sagt på anden måde: Man måler om strømvektorens vinkel med spændingen er over eller under 90 grader, hvilket kan gøres simpelt elektronisk og simplere end at måle effekt.

3.2D Effektfluktuationerne.

Den virkning en styringsstrategi får, afhænger af vindfluktuationernes karakter. Vi vil imidlertid ikke se på selve vindfluktuationerne, men derimod på generatoreffektens fluktuationer som naturligvis afspejler vindfluktuationerne.

Effekten varierer stærkt med tiden, og variationernes karakter afhænger iøvrigt af middelvindhastigheden og landskabets ruhedsgrad, og da ruhedsgraden for en vindmølleplacering oftest er vindretningsafhængig, kan der for en vindmølle blive tale om en dobbelt uendelighed af forskellige karakterer af effektforløbet.

Vi kan til vort brug karakterisere effektforløbet ved 3 størrelser:

- 1) middeleffekten: P
- 2) middeleffekten af den positive effekt: P_{plus}
- 2a) middeleffekten af den negative del: $P_{\text{plus}} - P$
- 3) antallet af retningsskift pr tidsenhed: $2 \cdot N$

Middeleffekten P er den effekt, man vil opnå, hvis generatoren hele tiden var sluttet til nettet. Middeleffekten af den positive effekt er den effekt man ville opnå, hvis generatoren blev udkoblet hver gang effekten skiftede fra plus til minus.

Den effekt man får ved en passende mængde udkoblinger bliver større end middeleffekten, og den mængde denne er større end middeleffekten, vil vi betegne som besparelsen. Uden begrænsning i antallet af indkoblinger vil denne besparelse altså blive lig med middeleffekten af den negative effekt.

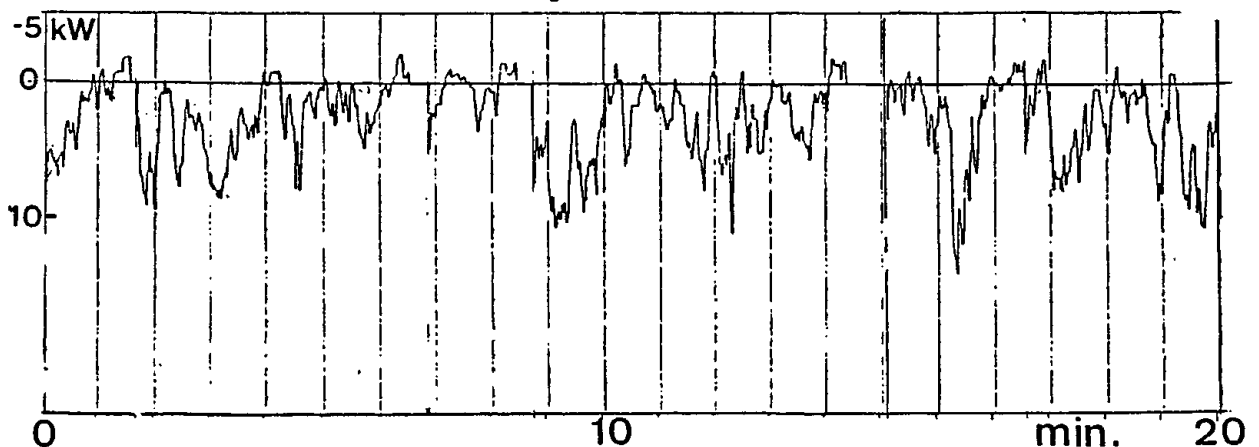


FIG 3.8

Fig 3.8 viser et eksempel på et effektforløb i 20 min. for en 15 kW mølle med ruhedsklasse 2. (Målt af Arne Gundel)

Denne har værdierne:

$P = 3.04 \text{ kW}$

$P_{\text{plus}} = 3.24 \text{ kW}$

$P_{\text{plus}} - P = 0.21 \text{ kW}$

$N = 57$ koblinger pr time.

Vi ville altså ved 57 (ind-eiler udkoblinger) pr time få en besparelse på 0.21 kW i forhold til at lade generatoren være indkoblet hele tiden.

3.2E Tre forskellige udkoblingsstrategier.

For alle tre gælder, at generatoren altid er sluttet til nettet, eller sluttet til nettet, når effekten er positiv, hvilket indikeres af omdrejningstallet. Det er ikke den ideelle metode, men den metode som findes.

1) Med tidrelæ.

Når effekten bliver negativ aktiveres et tidrelæ. og hvis effekten forbliver negativ længere end den indstillede tid udkobles generatoren og tidrelæet nulstilles.

2) Med effektintegration.

Når generatoren er indkoblet integreres effekten, dog på den måde, at hvis integralet skulle blive positivt, fastholdes det til nul. Hvis integralet bliver mindre end en fastsat negativ værdi, udkobles generatoren, og integratoren nulstilles.

3) Med faste tidintervaller.

Tiden inddeles i intervaller på f eks 2 minutters varighed.

For hvert interval gælder: Hvis effekten er negativ i begyndelsen af intervallet udkobles generatoren. Ellers udkobles den første gang effekten bliver negativ. Hvis generatoren er udkoblet, indkobles den når eller hvis effekten bliver positiv, og den forbliver da indkoblet resten af tidintervallet.

Sagt på anden måde: Der må ske højst een udkobling pr periode, og den finder sted første gang effekten bliver negativ.

Det skal nu illustreres hvad de forskellige strategier leder til:

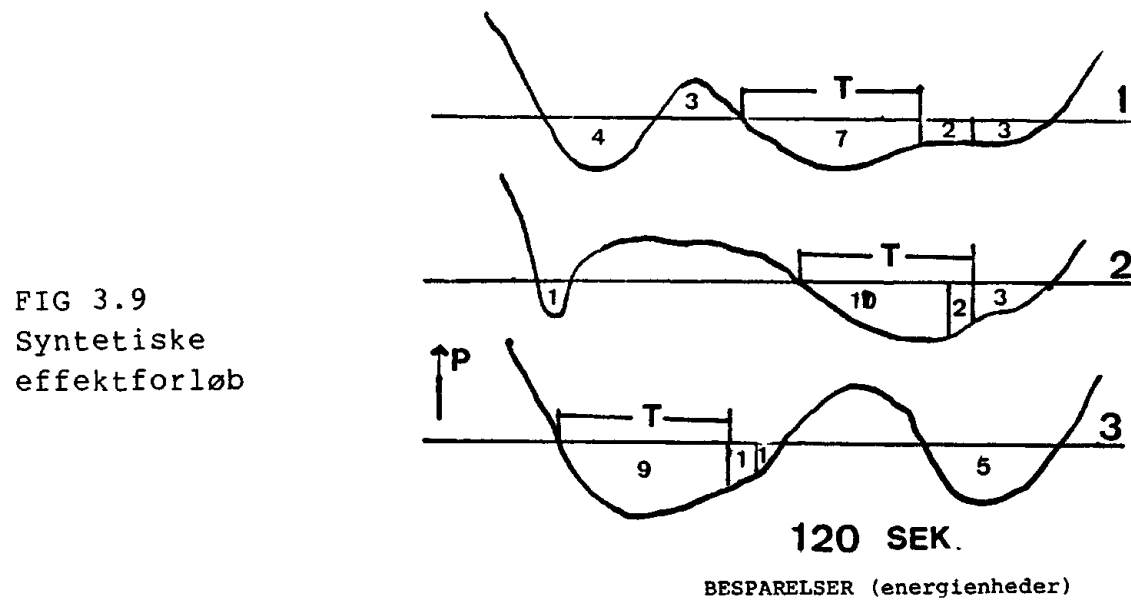
Vi betragter et tidinterval på 2 minutter, som svarer til maksimalt 30 operationer pr time (= en ind- og en udkobling) for strategi 3.

På fig 3.9 er konstrueret tre forskellige effektforløb som har følgende tilfælles:

1) de har samme negative middeleffekt.

2) de har alle to dobbelte effektretningsskift.

3) de giver for alle tre strategier een udkobling og een indkobling, idet vi forudsætter en bestemt tid for strategi 1 og en bestemt energi for strategi 2. (10 enheder)



BESPARELSER (energienheder)

Strategi:	1	2	3
Kurve 1	5	3	4
Kurve 2	3	5	1
Kurve 3	2	1	11

De er imidlertid konstrueret således, at kurve 1 giver størst besparelse med strategi 1, kurve 2 med strategi 2 og kurve 3 med strategi 3. Dette fremgår af tabellen.

Når man tager vindens uregelmæssige karakter i betragtning, og når man ser hvor beskedne ændringer i effektforløbet der skal til for at forskyde resultaterne mellem de tre strategier, må man deraf drage den slutning, at man ikke umiddelbart kan slutte, hvilken der vil give størst besparelser. Med forskellige karakterer af vinden, må resultaterne blive ret forskellige.

Imidlertid er det værd at hæfte sig ved at de besparelser der er tale om er meget små. Dels har man de hyppige effektretningsskift, ved vindstyrker hvor vindens effekt ikke er stor, dels er de perioder, hvor dette er tilfældet kun en mindre del af vindmøllens produktionstid, og dels er det yderligere kun en brøkdel af vindens effekt som går til spilde ved begrænsning af koblingshyppigheden til rimelige værdier, (se eksemplet).

Udfra det ovenstående drages den konklusion, at strategi 3 er den fordelagtigste, fordi de andre to strategier kun indirekte begrænser antallet af indkoblinger pr time, og det vil kræve besværlige justeringer afhængige af de lokale vindforhold at opnå den tilsigtede begrænsning i indkoblingerne.

3.3 Stabiliteten af omdrejningstallet.

Denne undersøgelse drejer sig om stallregulerede vindmøller.

Ved stabilitet vil vi her forstå sikkerheden for at generatoren under alle vindforhold fastholder omdrejningstallet, så at møllen ikke løber op i så høje omdrejningstal at sikkerhedsbremsning udløses.

Omdrejningstallet bestemmes af det skæringspunkt som fås mellem generatorens momentkurve og møllens momentkurve. I skæringspunktet har de to kurver hældningen dM/dw og dM_g/dw for henholdsvis mølle og generator.

FORUDSÆTNINGEN FOR STABILITET ER, AT dM_g/dw ER STØRRE END dM/dw .

I bilag 8 er beregnet hvorledes størrelsen dM/dw for møllen er en funktion af effektkurven $P(v)$ for møllen, dvs den afgivne elektriske effekt som funktion af vindhastigheden ved møllens normale omdrejningstal.

I bilag 8 er desuden beregnet det dimensionsløse udtryk \exp som giver udtryk for hvor mange procent møllemomentet stiger ved en procent ændring af w . Denne størrelse er en funktion af vindhastigheden.

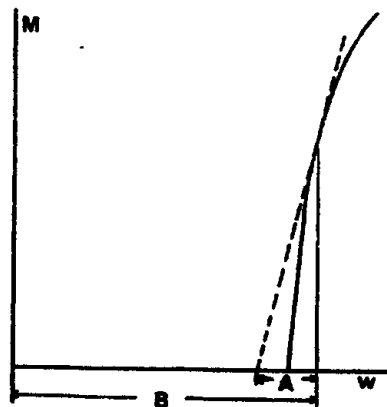
Vi vil foretage en tilsvarende beregning for generatorens momentkurve. (for simpelheds skyld regnes momenterne her positive).

På figur 3.10 er optegnet en momentkurve for en vilkårlig generator. Den punkterede linie er tangenten til kurven ved mærkemomentet. Hældningen er dM/dw .

Vi kan udrykke længden A som:

$$A = M_g * dw/dM_g \quad \text{radianer /sek.} \quad (3.1)$$

FIG 3.10
Momentkurve for en
tilfældig generator.
Den punkterede linie
angiver hældningen
ved normalmomentet.



Længden B er lig med wM . Heraf finder vi:

$$B/A = dMg/dw * wM/Mg \quad (3.2)$$

B/A er altså lig med den procentuelle stigning af generatormomentet ved een procent stigning af w .

Stabilitet fordrer derfor:

$$B/A > \exp \quad (3.3)$$

For en 55 kW 6-polet normmaskine omdimensioneret til generator med et slip ved mærkelast på ca 2.5%, er B/A fundet til 35-40. \exp er i bilag 8 for den pågældende mølle fundet til maksimalt 3.7, hvorfor der ikke er fundet noget stabilitetsproblem i dette tilfælde.

For maskiner med større slip aftager B/A naturligvis. For en tilsvarende maskine med mærkeeffekten 10 kW fandtes ved 10% underspænding en værdi af B/A på ca 20.

Konklusion: For stallregulerede møller vil der ikke være stabilitetsproblemer ved anvendelse af normmotorer omdimensionerede til generatorer.

Principielt skal dog bemærkes: Instabilitet vil indtræffe hvor hældningen af momentkurven bliver under ca 4, og altså ved et lidt lavere moment end maksimalmomentet.

3.4 Påvirkningen på netspændingen.

En vurdering af de spændingsvariationer som fremkaldes af vindmøllens generator må ske på basis af de lokale forhold: længden og dimensionerne af ledningen til transformerstationen, transformerens størrelse, placeringen i forhold til andre brugere osv. Der kan henvises til (DEFU 1985), som giver beregningseksempler. Der skal her kun nævnes nogle kendte principielle forhold.

FIG 3.12

Transformer- og linieimpedanser mellem højspændingen og møllen.

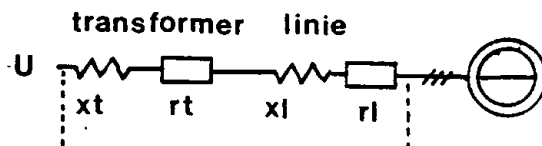


Fig. 3.12 viser enliniediagrammet for transformerstationen og ledningen til generatoren. Ved lavspændingsinstallationer er det karakteristisk at ledningerne har større modstand R_l end reaktans X_l pr km. Idet transformerens højspændingsforsyning betragtes som konstant, kan vi til ledningsimpedansen lægge transformerimpedansen og her er reaktansen X_t større end modstanden R_t .

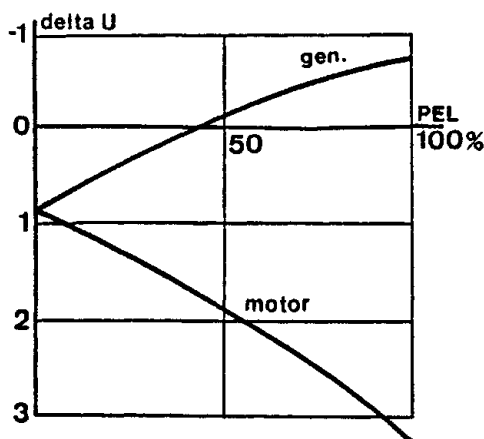
Sammenlagt vil R og X ofte ikke være så forskellige i størrelse.

Spændingsfaldet fra transformereens konstante spænding til generatoren kan udtrykkes som:

$$\Delta U = R \cdot I_{LA} + X \cdot I_{LR} \quad (3.9)$$

Ved generatordrift er I_{LA} negativ, så at de to led har modsatte fortegn. Ved indkobling af generatoren uden belastning får man et spændingsfald, men ved belastning stiger spændingen.

FIG 3.13
spændingsfaldet i transformer og linie som funktion af asynkronmaskinens effekt



Dette illustreres af fig 3.13 som viser ΔU som funktion af den elektriske effekt i kW fra tomgang til fuldlast, dels som motor og dels som generator. Det er her forudsat at R og X er lige store. Beregningen er udført for en sekspolet generator 90 kW. Forløbet vil få samme karakter også for andre asynkronmaskiner.

3.5 Forholdene ved fejl på nettet.

3.5A Afbrud i en faseledning.

Som nævnt i kapitel 1 betyder dette, at feltet i luftspalten bliver et rent vekselfelt, og det er endvidere vist, at dette felt kan opfattes som to felter i luftspalten, et synkront og et inverst.

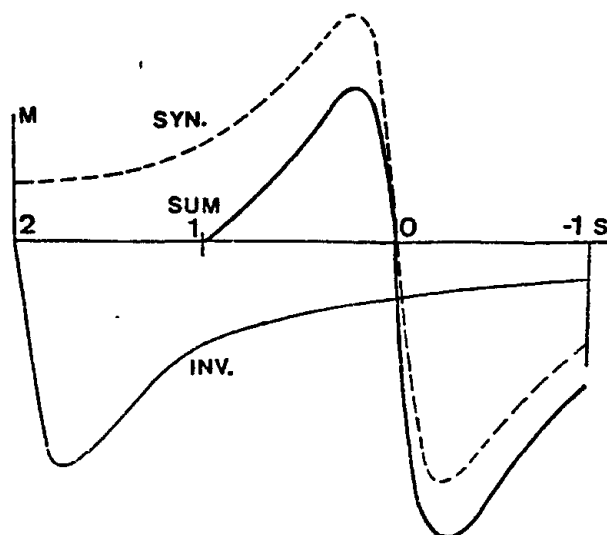
Disse to på figur 3.14 viste momentkurver er altså fremkaldt af enfaset strøm som går gennem de to seriekoblede statorviklinger. Det viste synkrone moment er derfor betydelig mindre end det synkrone felt som frembringes af en trefaset strøm.

Dette skyldes 3 forhold: 1) felterne fremkaldes af to faser i stedet for tre. altså en reduktion til $2/3$ 2) Spændingen over hver fasevikling reduceres fra 220 volt til 190 volt. altså en reduktion af momentet på $(190/220)^2$. 3) Felterne fra de to faser skal adderes vektorielt hvilket giver en reduktion af maksimalmomentet på 0.67. Alt ialt en reduktion til ca 30% af det synkrone moment som fås af den 3-fasede strøm.

Maskinens momentkurve bliver den på figuren optegnede sum af det synkrone og inverse felt .

FIG.3.14

Udledning af asynkronmaskinens momentkurve ud fra det inverse og synkrone moment



Det fremgår af ovenstående, at maksimalmomentet for maskinen som motor bliver væsentligt mere reduceret end maksimalmomentet for maskinen som generator.

Der skal ikke her foretages beregninger over størrelsen af maksimalmomenterne. Det kan anføres, at maksimalmomentet for maskinen som generator bliver af en sådan størrelse, at møllen ville kunne fungere, men uden momentoverskud.

Imidlertid bliver maskinens tab betydelig større, så at generatoren ikke vil kunne tåle at arbejde ret lang tid med en fase afbrudt. Strømmen bliver også større i de to faser som fører strøm, idet effekten skal overføres af to ledere i stedet for tre.

Endvidere vil drejningsmomentet pulsere mellem nul og en maksimalværdi dobbelt så stor som middelmomentet og med den dobbelte netfrekvens. Dette giver anledning til vibrationer og akustisk støj.

3.5B Kortslutning af generatorklemmerne.

(DRUZYNSKI m fl.1976) har foretaget beregning af transiente strømme og drejningsmomenter ved tre-faset kortslutning af en 90 kW asynkron generator.

Beregningerne viser, at strømmen kunne blive 10 gange mærkestrømmen og drejningsmomentet 4.5 gange mærkemomentet, hvilket sidste er en hel del. Imidlertid er trefaset kortslutning lige ved generatoren ikke ret sansynlig, idet trefasede kortslutninger er usædvanlig sjældne sammenlignet med kortslutning mellem to faser.

Det er ikke lykkedes at finde beregninger over konsekvenserne af kortslutning mellem to faser på en asynkron generator.

3.6 Kondensatorkompensering.

Dette afsnit behandler hovedsagelig, hvorfor det ikke er tiltrækkende at kondensatorkompensere en nettilsluttet vindmølle. Det er kun problemløst i særlige tilfælde.

Kompenseringen kan have to funktioner: at reducere tabene i nettet fremkaldt af asynkronmaskinens reaktive magnetiseringsstrøm, og at reducere spændingsafvigelsen. Her tillægger elværkerne spændingsafvigelserne størst betydning.

Da møllen ofte går med dellast, vil det antagelig give den største forbedring ved at kondensatoren giver en kapacitiv strøm som svarer til tomgangsstrømmen eller lidt mere.

Det fremgår imidlertid af fig.3.13, at en kompensation, som reducerer nettets reaktive strøm samtidig vil forhøje spændingsafvigelsen, idet ΔU numerisk bliver større ved belastning.

For vindmøller f.eks vindmølleparker med egen transformer kan man selv vælge spændingsniveauet, og her vil dette forhold ikke spille ind, så at det vil være en fordel for tabene i net og transformer med kondensatorkompensering.

Det ville her være det bedste om kondensator og generator indkobles og udkobles samtidig, imidlertid er indkobling af større kondensatorer til et vekselstrømsnet ikke så ligetil.

Hvis en uladet kondensator indkobles til nettet i en sådan fase, at netspændingen ikke har værdien nul, svarer det til en kortvarig kortslutning, og man får i et kortvarigt øjeblik en stor strømspids. Skal en kontaktor kunne holde til dette ved ind- og udkobling samtidig med møllen, behøves en større type kontaktor og alligevel må man regne med reduceret levetid.

Hvis kondensatoren kobles parallelt med generatoren, og der anvendes tyristorstyring vil kondensatorernes indkoblingsstrøm med stærk sandsynlighed ødelægge tyristorerne. Man må derfor begrænse strømstødene. Dette kan principielt gøres med seriekoblede modstand, men disse vil få betydelige tab. Tilbage er muligheden at begrænse indkoblingsstrømstødet med drosselspoler, og dette er muligt, men ikke uden komplikationer.

FIG 3.15

Reaktorbegrænsning af indkoblingsstrømstød for en kondensator.

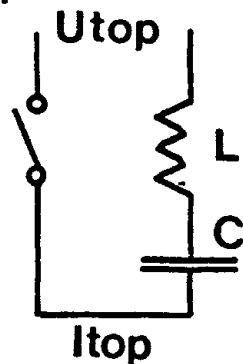


Fig 3.15 viser det enfasede tilfælde. I serie med kondensatoren er der indkoblet en drosselspole uden jernkerne med selv-induktionen L .

Det forudsættes at kontakten sluttet når spændingen har sin amplitudeværdi U_{top} . Strøamplituden I_{top} bestemmes af udtrykket:

$$I_{top} = U_{top} * \text{SQR}(C/L) \quad (3.10)$$

hvor $\text{SQR}(C/L)$ betegnes som stødadmittansen.

Man får en svingning med frekvensen:

$$\omega_l = \text{SQR}(1/(L * C)) \quad (3.11)$$

Svingningen dæmpes af drosselspolens modstand.

Elimineres L af (3.10) og 3.11) finder man:

$$I_{top} = \omega_l * C * U_{top} \quad (3.12)$$

Vil vi således reducere indkoblingsstrømmen til 5 gange den stationære kondensatorstrøm, vælger vi ω_l til 250 Hz. Impedansen $\omega_l * L$ bliver 4% af kondensatorens impedans. En ulempe ved arrangementet har vist sig at være, at den dæmpede svingning med de 250 Hz virker forstyrrende på tyristorernes tændingsforhold.

Konklusionen bliver, at for vindmøller med egen transformator kan der være grund til at have en kompensation som er fast indkoblet og som derfor forslagsvis vælges til lidt mindre end kompensation af asynkronmaskinernes tomgangsstrøm.

Fuld kompensation af mærkestrømmens reaktive komponent vil sandsynligvis reducere gevinsten i de perioder, hvor møllen står stille, fordi den kapacitive strøm giver ledningstab. Iøvrigt bør en sådan beregning som allerede nævnt gennemføres på grundlag af de aktuelle forhold.

3.7 Drift med to omdrejningstal.

3.7A To adskilte generatorer.

Det er blevet almindeligt ved tidspunktet for udgivelsen af denne bog at forsyne vindmøller med to asynkrongeneratorer. Den ene maskine svarer til hvad møllen kan præstere, og den anden som er i funktion ved lave vindstyrker er betydelig mindre: f.eks. ca. 20 % af den store generators effekt.

Den lille generator trækkes af et kileremtræk, som har et sådant omsætningsforhold, at møllens omdrejningstal sænkes når den lille generator er indkoblet.

Man skulle på denne måde få en forbedret årsproduktion af 3 grunde:

1) Ved de lave vindstyrker kommer man på den måde til at arbejde nærmere ved C_p -kurvens maksimum.

2) ved det lavere omdrejningstal bliver tabene i gearkassen reduceret.

3) Den lille generator vil få mindre tab, da dens tomgangstab er mindre end den store generators.

Praksis viser, at dette i og for sig også kan være tilfældet, men at forøgelsen af energiproduktionen bliver beskedent.

Dette er ikke overraskende, idet den lille generator kun er i drift ved vindhastigheder hvor vindenergien også er beskedent.,

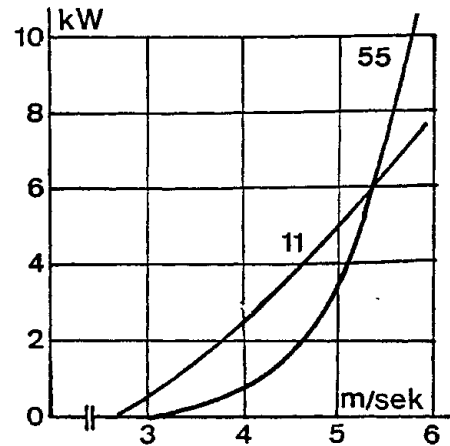
Tre rapporter om målinger af effektkurver for tre forskellige vindmøller med to generatorer har været offentligt tilgængelige. Målingerne er foretaget af firmaet TRIPOD og er rekvideret af Prøvestationen for Vindmøller, Risø.

De to rapporter viser at effektkurven for den lille generator lå under eller sammenfaldt med effektkurven for den store generator.

Den tredie rapport gælder en mølle som var bedre, idet effektkurven for den lille generator lå over effektkurven for den store. Målingerne var foretaget i 1985.

Et udsnit af effektkurverne for denne mølle er vist på fig 3.16.

FIG 3.16 Målte effektkurver for mølle med to generatorer.
lille generator: 11 kW, 28 r/min.
stor generator: 55 kW, 45 r/min.



Fra målingerne fig 5.1 kan man beregne (brutto)-produktionsforøgelsen ved to-generatordrift ved for hver vindhastighed at multiplicere differensen mellem de to kurver med vindhyppigheden.

For at finde (netto)-produktionsforøgelsen, må man fra denne beregnede værdi fratrække: a) De årlige tab i kileremtrækket, når den store generator er i drift, b) Gnidnings- og ventilationstabene i den lille generator, når den store generator er i drift. Tabene i den lille generator er da tab ved 40-60% overhastighed.

Disse to forskellige tab er beregnet i bilag 7.

Bruttoproduktionsforøgelsen er som i bilag 7 beregnet ved 3 forskellige ruhedsgrader og med forudsat Raleigh-fordeling. Beregningen forudsætter desuden, at omskiftningen mellem de to generatorer er sket i skæringspunktet ved 5.5 m/sek.

I følgende tabel er første linie den beregnede brutto produktionsforøgelse ved to-generatordrift udfra effektkurverne.

Anden linie er de beregnede tab i kilerem og lille generator, og tredie linie giver så nettoproduktionen, og værdien af disse kilowattimer er da det beløb som skal kunne forrente udgiften til installationen af den lille generator med transmission og elektrisk styreudrustning, samt betale udgifterne til udskiftning af kileremme.

Ruhedsklasse	0	1	2
Merproduktion	2740	3550	4090
Tab	2110	1770	1510
Netto kWh pr år	630	1780	2580

Disse tal er imidlertid lidt for optimistiske, idet det forudsætter, at der omskiftes hver gang vinden passerer hastigheden for de to effektkurvers skæringspunkt. Denne begrænsning der ligger i antallet af ind- og udkoblinger betyder, at der bør være en vis hysteres i ind-og udkoblingerne som må reducere fordelene ved to generatorer lidt.

Konsekvensen af beregningerne må være:

For den pågældende mølle er installationen af den lille generator næppe rentabel ved opstilling i ruhedsklasse 0 og 1.

Det har ikke været muligt at skaffe nogen rapport, som dokumenterer at to-generatordrift kan give en forøgelse af energiproduktionen, som kan forrente investeringerne.

Een af vanskelighederne ved at opnå en rimelig merproduktion ligger i at sikre at omskiftningen mellem den store og den lille generator finder sted ved den effekt, hvor de to effektkurver skærer hinanden. En fejl her vil forringe resultatet.

Det må under alle omstændigheder være en tvivlsom investering, at forsyne en vindmølle som opstilles under gode vindforhold med to generatorer, ligesom det er en tvivlsom investering at opstille en vindmølle under dårlige vindforhold.

Der er fremført følgende argumenter for to generatorer:

1) Det kan gøres fordelagtigt, når der er forskel på prisen på købt strøm og solgt strøm. Produktionen bør da være så jævnt fordelt som muligt. Den merproduktion som den lille generator giver, bliver da mere værdifuld pr kilowattime end de tilfælde, hvor ejeren selv ikke kan forbruge møllens produktion.

Dette betyder imidlertid kun, at ved rentabilitetsberegningen skal de besparede kilowattimer beregnes efter ejerens indkøbspris for el.

I ovenstående beregningseksempel hjælper dette ikke nok.

2) Det er af psykologisk betydning for ejeren, at møllen arbejder så mange timer af året som muligt. Dette forekommer sansynligt.

3) Det er bekvemt at anvende den lille generator som startmotor. Imidlertid vil det være simpelt at anvende tyristorerne, (som findes i forvejen) til at opnå egnede startforhold med den store generator.

Der skal dog gøres opmærksom på at man IKKE MED HELD KAN STARTE EN KORTSLUTNINGSMOTOR MED EN KOMBINATION AF 3 TYRISTORER OG 3 DIODER. Ved fasevinkelstyring for at begrænse startstrømmen vil overtonerne i strømmen give magnetfelter i luftspalten som vil virke bremsende, så at omdrejningstallet kun når op på en lav værdi. For at få maskinen op i omdrejningstal må man styre spændingen så højt op, at startstrømmen når op i nærheden af maskinens normale startstrøm, en værdi som i langt de fleste tilfælde vil være utilladelig.

Med anvendelse af 6 tyristorer bliver overtoneindholdet i spændingen mindre og startforholdene væsentligt forbedret.

Det er en praktisk ulempe ved to-generatordriften, at ved overgang til drift fra den store til den lille generator, har kileremmen tendens til at skride under nedbremsningen på grund af den lille generators store maksimalmoment, når den arbejder som generator. Dette kan give en ubehagelig lyd, og det slider på remmene.

Denne ulempe kan reduceres ved at denne lille generator ligesom den store generator bliver dimensioneret som asynkron generator med nedsat luftspalte-induktion, hvorved maksimalmomentet samtidig reduceres.

3.7B Een generator med polomkobling.

Anderledes stiller det sig med en generator med to viklinger f.eks. en 6-polet for de store effekt og 8-polet for den lille effekt. Her sparer man omkostningerne ved vedligeholdelse af kileremmen.

Forholdet er imidlertid, at man må vælge en større maskintype, hvis man skal have to pøltal, uafhængigt af om disse opnås med een eller to viklinger.

Den større maskintype vil betinge en højere pris og vil normalt have større tomgangstab, men jerntabene kan reduceres ved at sænke induktionen. Det bliver derfor DIMENSIONERINGEN som bestemmer hvorledes de samlede tomgangstab og naturligvis også kobbertabene bliver i forhold til een generator - og dermed om der kan opnås en fordel med to omdrejningstal.

Også her må gælde, at det ikke kan være rentabelt at anvende generatorer med to pøltal for møller som placeres under gode vindforhold.

4. VINDMØLLER UDEN NETTILSLUTNING.

De problemer som forekommer, og de tekniske løsninger som må benyttes for møller uden nettilslutning, afhænger helt af hvad møllens effekt skal bruges til, og hvilke krav der derfor stilles til stabilitet af generatorens spænding og frekvens.

Hvis effekten kun skal bruges til opvarmning, har spænding og frekvens ringe betydning, og det har normalt heller ingen betydning, at effekten varierer med vindstyrken. Ret simple tekniske løsninger skulle derfor kunne findes. Hvis effekten også skal bruges til andre formål, så at spænding og frekvens skal holdes inden for givne grænser, bliver problemet mere kompliceret.

De fordele den asynkrone generator har ved nettilslutning findes ikke så udprægede for asynkronmaskinerne uden nettilslutning, og i mange tilfælde vil synkronmaskinen derfor være at foretrække.

I største almindelighed gælder for en ikke nettilsluttet vindmølle, at det vigtigste problem er at vælge metoder til sikring af effektbalancen. Dette problem findes ikke for den nettilsluttede maskine, fordi nettet altid kan modtage den effekt som møllen producerer.

4.1 Effektbalancen.

Indledningsvis skal der gøres nogle mere principielle betragtninger over problemet, og senere vil der blive vist nogle mere detaljerede løsninger.

Som det fremgår af afsnittet 3.3 vil omdrejningstallet for møllen bestemmes som skæringspunktet mellem møllens momentkurve og belastningens momentkurve, hvilket kun betyder, at den afgivne effekt er lig med den tilførte effekt.

Denne effektbalance vil i og for sig altid kunne opnås, fordi møllens effekt aftager ved ekstremt høje omdrejningstal.

Problemet kan udtrykkes således, at det gælder om at opnå en effektbalance uden at der opstår skadeligt høje omdrejningstal, helt uafhængigt af generatortype.

Under alle omstændigheder må effekten begrænses opadtil, og dette kan ske på to måder, som har det tilfælles, at omdrejningstallet begrænses opadtil:

1. Ved stalling med fast vingeinkel.

2. Ved vingedrejning, (som kan omfatte stalling, men ikke behøver at gøre det). Under vingedrejning vil vi også henregne den lidt mere usædvanlige metode, at dreje møllen ud af vinden ved vindstyrker over en vis grænse.

Den sidstnævnte metode introducerer dog store vekslende mekaniske belastninger på møllen ifølge F.RASMUSSEN (1983).

For nettilsluttede møller, ialfald under en vis størrelse er stalling det simpleste. For ikke nettilsluttede møller er der anvendelser, hvor vingedrejning bliver den bedste løsning.

Udover at begrænse effekten opadtil kan vingedrejning desuden være aktuelt, hvor belastningen er variabel, så at mølleeffekten skal tilpasses belastningen.

4.1A Ved vingedrejning.

Ændring af vingeinklen kan gøres på to måder: ved at lade en kombination af vindtrykket, fjedre og centrifugalkræfter på vingerne påvirke vingedrejningen, eller ved at have servostyret vingedrejning. Den første metode som kun er prøvet for mindre møller kan så vidt det skønnes give så hurtig vingedrejning, at ret hastige fluktuationer i vindstyrken kan udreguleres, og fluktuationerne i omdrejningstallet bliver beskedne.

En anvendelse vil blive omtalt i afsnit 4.4B.

Større møller med servostyret vingedrejning kan have servosystemet styret fra et tachometer. Det vil imidlertid være vanskeligt at sikre et omdrejningstal uden fluktuationer fremkaldt af en ændring af belastningen eller vindstyrken, hvor pludseligt bortfald af en del af belastningen nok vil være det vanskeligste tilfælde. Styringen vil da kræve en stor hastighed af vingedrejningen og derfor en kraftig servomotor.

4.1B Ved stalling

Momentkurven må som det fremgår af afsnit 3.3 være ret stejl. Dette giver os to muligheder:

1. At få en generatorkarakteristik med tilstrækkelig stejlhed. Som det skal ses senere, er dette ikke helt simpelt.

- 2) Automatisk elektronisk regulering af belastningen, så at omdrejningstallet fastholdes med større eller mindre nøjagtighed.

Som det fremgår senere, kan den elektroniske regulering af belastningen bestå i indkobling af modstande f eks med tyristorer.

Fordelen ved den elektroniske effektstyring er den store reguleringshastighed som kan opnås. Herved kan omdrejningstallet på møllen holdes meget konstant ved at lade effektstyringen ske f eks på grundlag af et tachometersignal. Imidlertid må man have et sted at gøre af effekten, og af denne grund vil løsningen blive bedst, hvis et varierende forbrug kombineres med opvarmning. Effekten til opvarmningen kan da styres elektronisk, så at denne effekt samt det varierende forbrug tilsammen hele tiden svarer til, hvad møllen producerer.

Der er imidlertid ikke så mange anvendelser, fordi det varierende forbrug også skal kunne dækkes, når det ikke blæser.

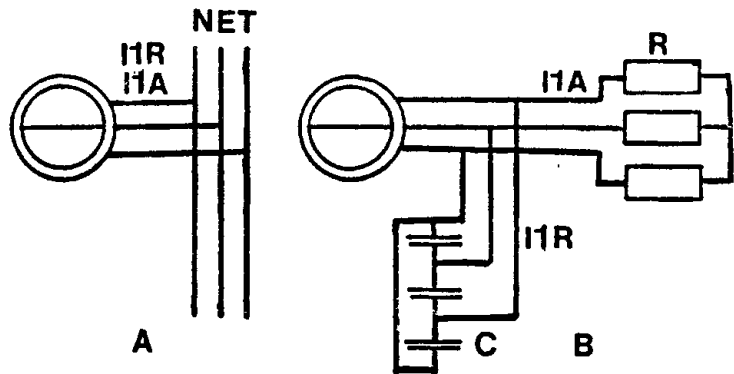
En anvendelse er imidlertid opladning af akkumulatorer.

4.2 Den kondensatormagnetiserede asynkronmaskine.

FIG.4.2

A. Maskinen sluttet til nettet.

B. Maskinen sluttet til en kondensator og en modstand.



En simpel forklaring på virkemåden kan man få ved at se på figur 4.2 A og B. Figur 4.2A viser er en nettilsluttet generator, hvor nettet har spændingen U og frekvensen f . Vi forudsætter endvidere, at den reaktive strøm fra nettet er I_{1R} og asynkronmaskinen arbejder som generator og leverer den aktive strøm I_{1A} til nettet.

Vi erstatter nu nettet med impedanser som vist på fig 4.2B bestående af en trefaset modstand, som ved spændingen U tager strømmen I_{1A} , samt en trefaset kondensator som ved spændingen U og frekvensen f leverer den reaktive strøm I_{1R} til asynkrongeneratoren.

Det er da klart at asynkrongeneratoren ikke kan "mærke forskel" og derfor vil fortsætte helt uforandret. Det er afgørende i denne forbindelse, at for at asynkronmaskinen skal kunne give spænding, må den have en reaktiv magnetiseringsstrøm. Når den er nettilsluttet får den denne strøm fra nettet, og så meget at den i praksis giver netspændingen.

Magnetiseringsstrømmen kan imidlertid også leveres fra et kondensatorbatteri, men spændingsforholdene bliver da ikke så simple.

På figuren er kondensatoren tegnet med trekant-kobling for at erindre om, at ved lavspænding vil det være billigst at anvende en trekantkoblet kondensator.

4.2A Den kondensatormagnetiserede maskine i tomgang.

Vi forudsætter, at asynkronmaskinen drives rundt med et bestemt omdrejningstal, og at der til maskinens klemmer er tilsluttet en trefaset kondensator.

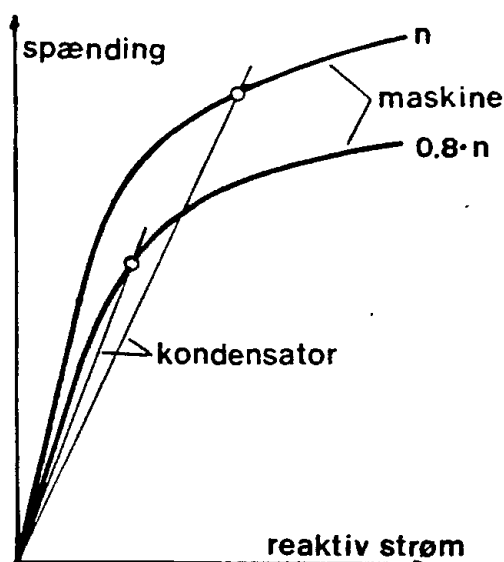
Fig 4.3 viser asynkronmaskinens magnetiseringskurve, hvorved menes sammenhængen mellem maskinens spænding i tomgang, og den reaktive strøm som behøves for at give spændingen.

Kurven gælder for omdrejningstallet n . Samtidig er vist en ret linie som viser sammenhængen mellem kondensatorens spænding og den kapacitive strøm.

Skæringspunktet mellem maskinens magnetiseringskurve og "kondensatorlinien" bestemmer den spænding, som opnås.

FIG 4.3

Magnetiseringskurver i tomgang for asynkronmaskine ved to forskellige omdrejningstal.



På figuren er desuden vist magnetiseringskurven for asynkronmaskinen ved 20 % lavere omdrejningstal. Endelig kondensatorlinien ved de 20 % lavere omdrejningstal. Det fremgår af figuren, at spændingen er faldet betydeligt.

Det fremgår af tegningen, at forudsætningen for at få en stabil spænding er jernets mætning.

Det kan med henvisning til figuren indses, at under et vist omdrejningstal, vil kondensatorlinien sammenfalde med magnetiseringskurvens retlignede del, hvorved spændingen vil blive labil.

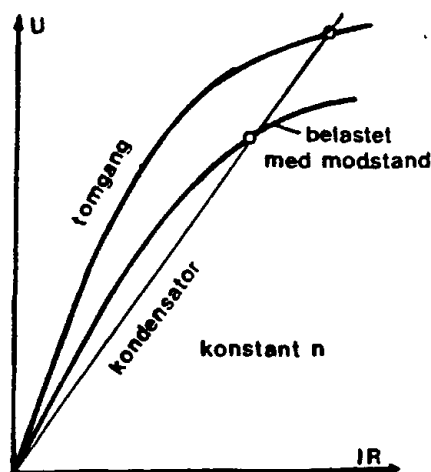
4.2B Asynkronmaskinen med fast modstandsbelastning.

Denne løsning, som på papiret forekommer meget simpel, giver en række problemer, som medfører, at andre løsninger normalt vil være at foretrække. Den medtages som en introduktion til mere komplicerede løsninger.

Opstillingen svarer til figur 4.2B. Asynkronmaskinen benyttes til opvarmningsformål, og de tre modstande er altså varmeelementer.

FIG 4.4

Magnetiseringskurve i tomgang og med en fast belastningsmodstand.



Figuren illustrerer hvorledes spændingen vil falde ved belastning, men det er i og for sig ikke det afgørende her, idet vi forudsætter at modstandene hele tiden er indkoblede. På samme måde som i tilfældet tomgang kan det indses, at spændingen vil variere stærkt med omdrejningstallet.

For en given modstandsbelastning kan man - på samme måde som i tilfældet tomgang - optegne en kurve som ved et givet omdrejningstal giver sammenhængen mellem spændingen og den reaktive strøm. Dette er vist på fig 4.4, som viser magnetiseringskurven i tomgang og ved belastning. Endvidere er der indtegnet en kondensatorlinie.

FIG 4.5
Spændingen som funktion af omdrejningstallet for en 4-polet maskine 4 kW med fast belastningsmodstand. R pr fase: 32 ohm, C: 3 x 74 mikrofarad, Y-koblet.
(KRABBE og MOHT 1976)

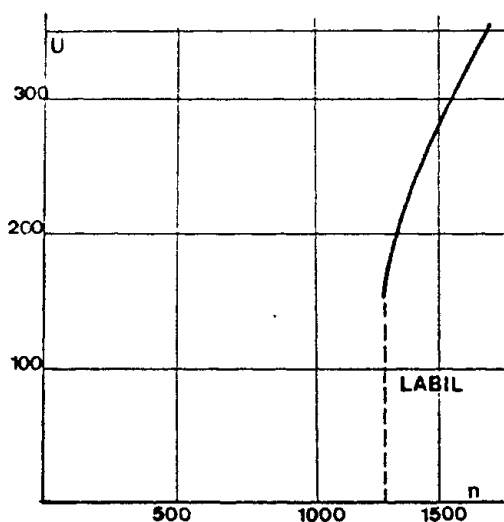


FIG 4.6
momentkurve for maskinen fig 4.5 med samme belastning. Den tegnede tangent til kurven viser at man ikke kan få stabilitet med en mølle som beskrevet i bilag 8.

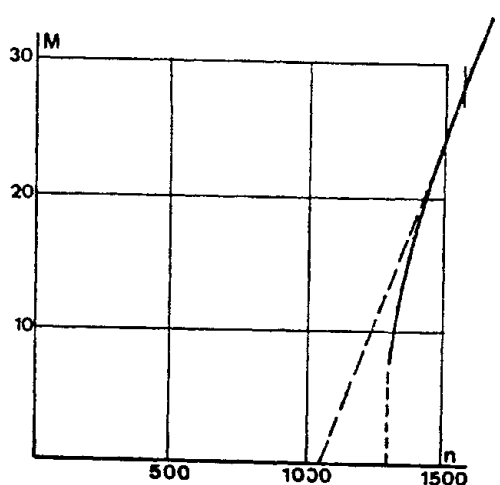


Fig 4.5 viser hvorledes spændingen kan variere med omdrejningstallet. Den punkterede linie er det labile område. Hvis maskinen arbejder med en vis spænding over det labile område og vindstyrken aftager vil spændingen falde til nul, når det labile område nås.

På figur 4.6 er indtegnet møllens momentkurve. Det fremgår af denne, at faren for ustabilitet vil være stor, nemlig hvis vingerne giver en effektkurve som har aftagende effekt i stall-

området, så at funktionen \exp i bilag 8 får værdien 3 eller mere.

På figuren ses også det labile område. Hvis spændingen falder til nul og vinden tiltager igen, vil generatoren ikke komme på spænding igen, dvs møllen vil være ubelastet og vil løbe op i omdrejningstal.

Dette skyldes, at generatoren ikke kan komme på spænding med belastning. For at få systemet til at fungere vil det være nødvendigt at bortkoble belastningen, såsnart spændingen er under en vis grænse, og indkoble belastningen igen, når spændingen er over denne grænse.

Det labile område medfører, at den viste anordning ikke kan fungere tilfredsstillende i den simple form. Den må suppleres for at komme til at fungere tilfredsstillende.

Det kan være vanskeligt at sikre sig at generatoren kommer på spænding, f.eks. efter at den har været stoppet. Dette problem vil blive behandlet i næste afsnit.

4.2C. Spændingsoptagning.

Det er nævnt, at spændingen bestemmes ved et givet omdrejningstal af skæringspunktet mellem magnetiseringskurven og kondensatorlinien. Men disse to kurver har to skæringspunkter, hvoraf det ene er koordinatsystemets nulpunkt.

Hvis der ikke er noget felt i luftspalten, så at der ikke kan induceres spænding, kan der ikke opstå nogen magnetiseringsstrøm i kondensatoren, og spændingen vil vedblive at være nul.

For at få generatoren til at komme på spænding, må der i maskinen findes noget magnetisk remanens. Om det findes i statoren eller rotoren, og hvordan feltet er fordelt vides ikke, og der findes ikke nogen teori for det. De forhold som beskrives i det følgende er nogle erfaringer som er gjort, og forholdene vil kunne variere fra maskine til maskine.

1) Hvis der er et meget beskedent felt i maskinen, vil den derved inducerede spænding give en strøm i kondensatoren, som så igen vil forøge spændingen osv. Det viser sig også, at til at begynde med vokser spændingen nærmest eksponentielt med tiden, og den tid det tager at komme op i nærheden af den spænding som fås i stationær tilstand kan nærme sig et sekund.

Dette er en alvorlig ulempe. Det er i afsnit 3.1F omtalt hvor stor acceleration der kan forekomme. I det foreliggende tilfælde betyder det, at møllen kan få et meget stort omdrejningstal før den kommer på spænding, med det resultat, at spændingen bliver stærkt forhøjet. Man skal derfor regne med at en kondensatormagnetiseret mølle kun bør startes ved moderate vindhastigheder.

2) Man kan ikke regne med at der er tilstrækkelig remanens i maskinen når den leveres fra fabrikanten. Man kan have held med at få den, hvis den sluttes til et net og strømmen dernæst afbrydes med en kontaktor.

3) maskinen kan ikke komme på spænding med belastningsmodstande tilsluttet.

4) Hvis maskinen arbejder med modstandbelastning og spændingen og dermed effekten aftager langsomt, kan dette afmagnetisere så effektivt, at den ikke kan bringes på spænding igen selv uden modstandsbelastning.

5) Hvis kondensatoren er større end hvad der behøves ved stationær drift, vil generatoren komme på spænding hurtigere.

6) Det forekommer, at remanensen ikke er tilstrækkelig til at bringe den på spænding ved det normale omdrejningstal, men at det sker, hvis omdrejningstallet stiger kraftigt (hvilket er detsamme som at vælge kondensatoren større).

(JENSEN 1955) beskriver kommercielt fremstillede små asynkron kondensatormagnetiserede generatorer drevet af benzinmotorer. Effekten var 1-2 kW og maskinerne var to-polede.

For at få disse maskiner til med sikkerhed at optage spændingen - uden belastning -, blev der omkring akslen monteret en ringmagnet med to poler. Den var anbragt, så at dens felt kunne inducere spænding i spolehovederne. Noget af rotorens ventilatorvinger var fjernede, for at få plads til magneten som havde en diameter lidt mindre end rotoren.

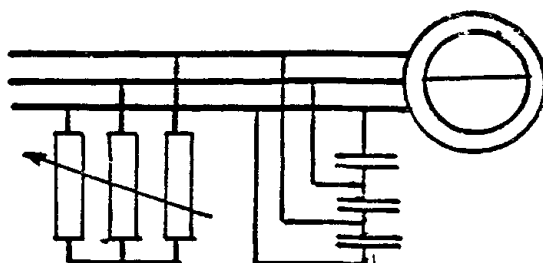
Det er naturligvis en ulempe ved anvendelsen af permanente magneter, at der kræves indgreb i maskinens indre.

En anden metode, som er kostbar, består i at indkoble betydelig større kondensatorer end nødvendigt under normal drift, og bortkoble dem, når generatoren er kommet på spænding.

4.2D Belastning med variabel modstand.

Denne metode kommer ind under den rubricering som gælder automatisk regulering af generatorbelastningen.

FIG 4.7
Kondensatormagnetiseret
asynkronmaskine med
variabel modstands-
belastning.



Vi forudsætter, at modstandene fig 4.7 reguleres, så at spændingen holdes konstant.

Vi forudsætter endvidere en stationær tilstand med konstant vindhastighed, konstant omdrejningstal og konstant spænding.

Ved en forøgelse af vindhastigheden vil der opstå en acceleration til højere omdrejningstal. Denne vil give en forøgelse af spændingen, hvorved modstandene automatisk formindskes, belastningseffekten stiger, og der opstår en ny balancetilstand mellem møllens effekt og belastningens effekt.

Den nye balance vil indfinde sig ved et højere omdrejningstal, fordi den belastede generator fordrer større reaktiv strøm, hvilket skaffes ved at frekvensen stiger og dermed kondensatorstrømmen. Ved den højere frekvens fordres desuden mindre felt i maskinen, og dermed mindre magnetiseringsstrøm.

Fig. 4.8 viser hvorledes frekvensen stiger med belastningen, hvis modstanden reguleres, så at spændingen holdes konstant.

Kurvens forløb påvirkes iøvrigt af magnetiseringskurvens form (Maskinens magnetiske mætning) samt slippets størrelse.

Istedetfor at regulere modstanden, så at spændingen holdes konstant, kan man istedet regulere modstanden, så at frekvensen holdes konstant.

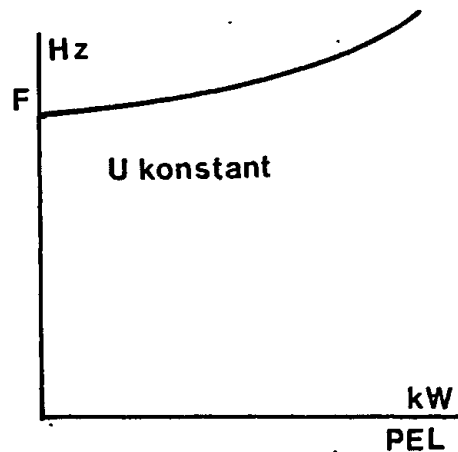


FIG 4.8
Frekvensens stigning
med belastningen ved
fastholdt klemspænding.

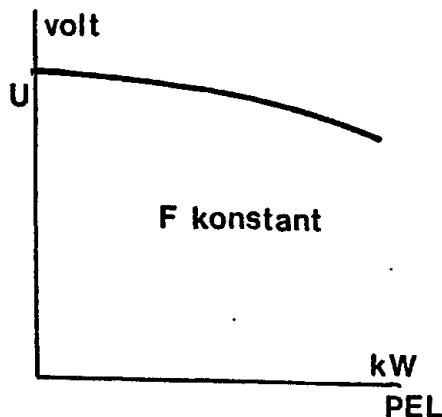


FIG 4.9
Klemspændingens fald
med belastningen ved
fastholdt frekvens.

Hvis man regulerer modstanden så at frekvensen holdes konstant, vil spændingen aftage på grund af spændingsfald i maskinmaskinen og større forbrug af reaktiv strøm. Denne kompenseres ved at luftspalteinduktionen falder, så at nødvendig magnetiseringsstrøm bliver mindre.

Fig 4.9 viser et sådant forløb. Dette vil ligesom i tilfældet med regulering på konstant spænding få et forløb som afhænger af maskinens mætning og slippets størrelse.

Det fremgår af det ovenstående, at hvis man ønsker at benytte den elektriske energi til formål, hvor både frekvens og spænding skal holdes konstant, er det nødvendigt at regulere BÅDE MODSTANDSBELASTNINGEN OG DEN REAKTIVE STRØM som tilføres generatoren.

4.2E Beregning af kondensatorstørrelsen.

BEREGNINGSEKSEMPEL.

Vi vil beregne den nødvendige kondensator til en 22 kW 6-polet generator, 3 x 400 V, 50 Hz, idet vi ønsker at holde frekvens og spænding konstant. Vi benytter dataprogrammets kommando N til at bestemme egenskaberne for en 22 kW 6-polet normmotor, og man finder fra udskriften for Q%:

tomgang	50.4%	= 11.1 KVAR
fuldlast	76.4%	= 16.8 KVAR

Ved 400 V 50 Hz giver en trekantkoblet kondensator på 3 x C mikrofaraed følgende reaktive effekt:

$$0.15 * C \quad \text{kVAR}$$

Heraf findes kondensatorstørrelsen:

$$\begin{aligned} \text{tomgang} \quad C &= 11.1/0.15 = 74 \text{ mikrofaraed} \\ \text{belastning} \quad C &= 16.8/0.15 = 112 \text{ mikrofaraed} \end{aligned}$$

Dvs i tomgang behøves 3 x 74 mikrofaraed trekantkoblet, og ved 100% belastning skal tillægges yderligere 38 mikrofaraed. Der skal her gøres opmærksom på, at magnetiseringsstrømmen netop er en størrelse som kan variere fra fabrikat til fabrikat. De beregnede størrelser er derfor kun vejledende.

4.3 Den praktiske udformning.

Naturligvis vil det være umuligt at anvende en trefaset variabel modstand til styringen. Det er en nærliggende tanke at indføre reguleringen ved at indkoble tre triac's i serie med de tre modstande fig.4.2B og styre modstandsstrømmen med fasevinkelstyring.

Dette vil imidlertid ikke fungere. Årsagen er, at ved fasevinkelstyring af en modstand, faseforskydes strømmen, så at der opstår en reaktiv komponent af strømmen af betydelig størrelse. Denne reaktive strøm vil helt kvæle spændingen.

Løsningen er derfor at indkoble modstandene i trin.

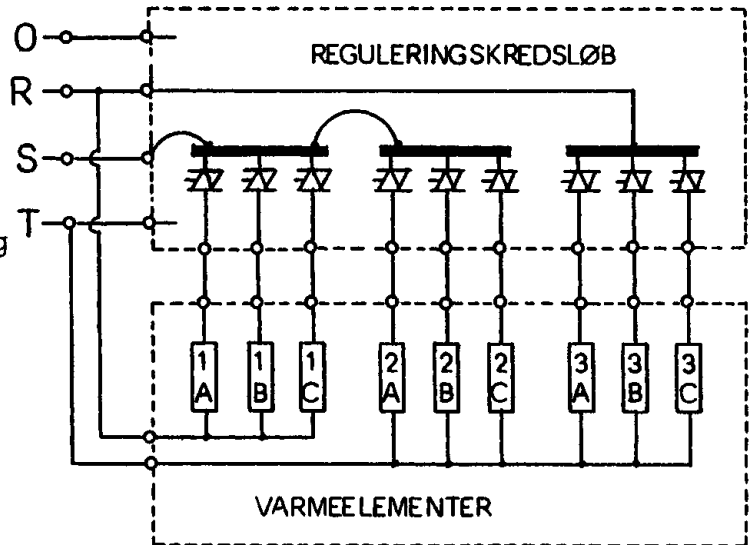
Hvert modstandelement har en triac i serie, og denne anvendes til at indkoble eller frakoble modstanden. Ved at indkoble på tidspunkter, hvor spændingens amplitudeværdi er nul, opnår man at undgå radiostøj.

Denne metode er almindelig anvendt for termostatstyrede elradiatorer.

Det ville medføre alt for mange modstande, hvis hvert trin skulle være en trefaset modstand, og derfor belaster man generatoren USYMMETRISK.

Fig 4.10 viser placeringen af modstandene med triac's mellem de enkelte faser ved usymmetrisk indkobling.

FIG 4.10
Gruppe af triacstyrede modstande til belastning af en kondensator-magnetiseret asynkron-generator.



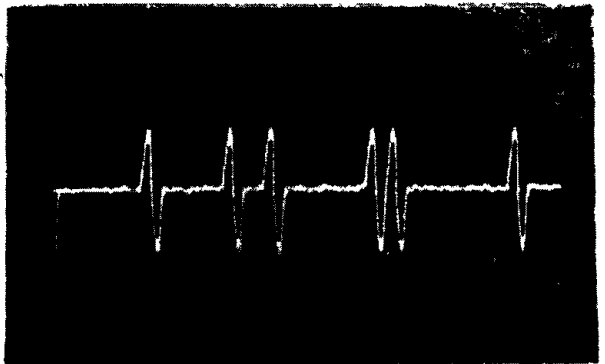
4.3A Styling kun til opvarmning.

Hvis generatoreffekten kun skal bruges til opvarmning behøver antallet af trin ikke at være så stort: F eks 6 modstande.

Ved at gøre de tre modstande for dobbelt så stor effekt som de andre tre kan man regulere effekten i 9 trin.

Lad os forudsætte, at vindhastigheden er konstant, og at der er indkoblet et antal modstande som giver for lidt i belastning.

FIG 4.11
Figuren viser hvorledes strømmen til et varmeelement ind- og udkobles hurtigt. (gælder for et varmeelement som havde en kondensator parallelkoblet).



Generatoren vil da accelerere, spændingen vil stige. og der vil blive indkoblet et ekstra varmeelement, som vil få spændingen til at falde, elementet vil blive koblet ud osv.

Der vil opstå en intermitterent ind- og udkobling af elementet hvorved gennemsnitsbelastningen vil komme til at overensstemme med møllens effekt. Hastigheden hvormed dette sker bliver meget høj, men dette betyder intet for funktionen, og variationerne i omdrejningstallet bliver umærkelige.

Fig 4.11 viser et eksempel på, hvorledes strømmen gennem et triacstyret varmeelement kan variere. Triacen skal altid indkoble et lige antal halvperioder, da der ellers kan opstå en jævnstrømskomponent i strømmen. På oscillogrammet ses, hvor hurtigt ind- og udkoblingen kan ske.

Den eneste ulempe ved det beskrevne tilfælde er, at ved usymmetri i generatorbelastningen vil maskinens tab blive lidt større end ved symmetrisk belastning. Ved mærkelast forudsættes det dog, at alle de 6 modstande er indkoblet, så at belastningen er symmetrisk.

Det beskrevne system er nok det simpleste, som kan tænkes egnet til ren opvarmning. Det løser de tidligere nævnte problemer, idet man bl a undgår at remanensen bliver kvalt.

For at sikre at omdrejningstallet ikke stiger for meget, kan man indkoble kondensatorer på de sidste trin som beskrevet i afsnit 4.3C.

4.3B Styling med mange modstandstrin.

Hvis generatoren også skal levere effekt til andet end opvarmning, er det ønskeligt, at de tre yderspændinger er lige store og detsamme for fasesspændingerne.

Som eksempel kan nævnes at indkobling af modstande i 15 trin vil give uvæsentlig usymmetri (OLESEN 1983). Imidlertid behøver man ikke anvende 15 modstande. De ni modstande fig 4.10 kan vælges, så at modstandene 1 giver halvt så stor effekt som modstandene 2 og 3. Man kan da indkoble modstandene i en rækkefølge, så at der opnås 15 lige store effekttrin, samt at skævheden i belastningen højst bliver en 15tendedel. Dette er vist på følgende skema:

trin	indkoblede modstande	trin	indkoblede modstande	trin	indkoblede modstande
1	1A	6	2A 2B 2C	11	2A 3A 2B 3B 1C 2C
2	1A 1B	7	1A 2A 2B 2C	12	2A 3A 2B 3B 2C 3C
3	1A 1B 1C	8	1A 2A 1B 2B 2C	13	ALLE A 2B 3B 2C 3C
4	2A 1B 1C	9	1A 2A 1B 2B 1C 2C	14	ALLE A OG B 2C 3C
5	2A 2B 1C	10	2A 3A 1B 2B 1C 2C	15	ALLE

Man kan naturligvis med 9 modstande opnå 21 trin, ved at lade modstandene 2 give dobbelt så stor effekt som 1 og modstandene 3 give dobbelt så stor effekt som 2. Der er dog ikke grund til at komplicere udrustningen for at få så mange trin som 21.

En prøve har vist, at hvis indkoblingen sker i 15 trin, bliver spændingskvaliteten så god, at der ikke bliver blink i lyset fra lysstofrør, og kun beskeden blinken i lyset fra glødelamper.

Principer for styringen findes i den litteratur der er henvist til.

4.3C Styring med kondensatorkompensation.

De beskrevne metoder at regulere spændingen ved at indkoble modstande i trin vil naturligvis have den skavank, at frekvensen vil stige med belastningen. Man kan imidlertid undgå dette ved at indkoble kondensatorer samtidig med modstandene. (KRABBE og OLESEN 1980),(OLESEN 1983).

Man behøver ikke anvende kondensatorer på alle de ni modstande. Man kan nøjes med at koble dem parallelt med de 6. Der må som beskrevet i afsnit 3.5 være reaktorer i serie med hver kondensator. Kondensatorerne må beregnes med kendskab til den generator de anvendes til, eller man kan prøve sig frem.

Den således indrettede udrustning kan holde både spænding og frekvens konstant med nogle få procents afvigelse.

Alligevel er der en vis begrænsning i anvendelsen, idet en belastning på generatoren som bruger reaktiv strøm, f.eks. en motor, vil få frekvensen til at stige. Den belastning, man slutter til generatoren må højst give en reaktiv belastning som er en beskeden brøkdel af generatorens magnetiseringsstrøm.

Hvis dette ikke er tilfældet, kan man kondensatorkompensere de forbrugsgenstande som ønskes sluttet til møllegeneratoren.

Man kan dog ikke med fordel kompensere en kortslutningmotor med mere end fuldlaststrømmen og den store startstrøm bevirker derfor at de asynkronmotorer som kan tilsluttes møllen, må have betydelig mindre mærkeeffekt end møllegeneratoren.

4.3D automatisk styring af spænding og frekvens.

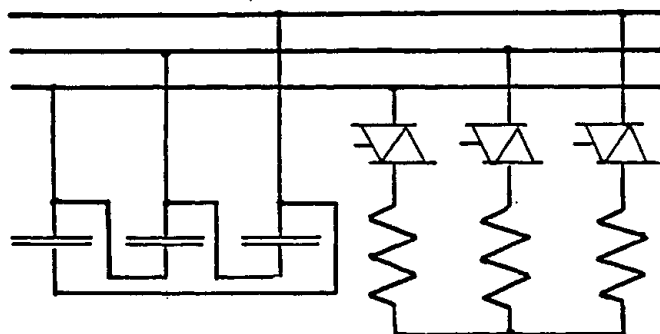


FIG 4.12

Kobling for tyristorstyring af reaktiv strøm.

Hvis generatoren skal holde frekvens og spænding konstant ved varierende reaktiv belastning, kan generatoren forsynes med en tyristorstyret regulator for reaktiv effekt som vist på fig. 4.12. (KRABBE og REYES 1978).

Den trefasede reaktors strøm styres af de fasevinkelstyrede tyristorer. Kondensatorerne må dimensioneres, så at de kan give den største reaktive strøm som er nødvendig, altså dels den strøm som generatoren behøver til magnetiseringen og dels den reaktive strøm som skal leveres til generatorens belastning, f.eks. en asynkronmotor.

Hvis behovet for reaktiv strøm er mindre optages den overskydende del af den tyristorstyrede reaktor.

I det foreliggende tilfælde, vil man da lade modstandenes indkobling styres af frekvensen, og lade den tyristorstyrede reaktors strøm blive styret af spændingen.

Ved fasevinkelstyringen vil der opstå overtoner i reaktorstrømmen. Imidlertid vil kondensatorerne virke udglattende, så at generatorens spænding ikke bliver mærkbart deformeret.

I denne forbindelse skal det bemærkes, at asynkronmaskinen ikke er dimensioneret til at fungere som en almindelig generator.

Det er karakteristisk for den, at mens yderspændingerne vil have en ret pæn sinusform, er det ikke tilfældet for fase-spændingerne. Her vil rotornoterne give asynkrone overtoner. De fleste belastningsobjekter vil dog ikke være særlig følsomme for disse overtoner.

Som afslutning på dette afsnit er det motiveret at bemærke, at udrustningen: Asynkronmaskine, kondensator og reaktiveffektregulator giver en lovlig kompliceret og dyr løsning og antagelig oftest med fordel kan erstattes af en synkrongenerator, som yderligere har den fordel, at der ikke er problemer med spændingsoptagning.

4.4 Møller med synkronmaskiner.

Mens asynkronmaskinen er særlig egnet for nettilsluttede vindmøller, er dette som nævnt ikke så udpræget for de ikke nettilsluttede møller. Dette fremgår også af de foregående afsnit.

Anvendelsen begrænses i praksis til tilfælde hvor det udelukkende drejer sig om elektricitet til opvarmning.

For synkronmaskinen er det omvendte tilfældet. Den er ikke egnet for nettilslutning, bl.a. fordi det er både kompliceret og vanskeligt at få maskinen indkoblet til nettet uden meget store strømstød.

Men for møller uden nettilslutning er det den naturlige løsning at anvende synkronmaskiner til flere formål.

De tilfælde som hidtil har været behandlet har været generatorer til stallregulerede møller, hvor det har været vigtigt, at generatorens omdrejningstal har været holdt indenfor snævre grænser. Naturligvis kan man i disse tilfælde erstatte asynkronmaskinen med en synkronmaskine. I så fald skal synkronmaskinens magnetisering styres af spændingen, og indkoblingen af modstande skal styres af frekvensen.

Der findes imidlertid en helt anden driftsform, som passer godt til batteriladning. Der er her tale om møller til mindre effekter: 1-5 kW. Her anvendes ikke en stallreguleret mølle, og man tillader store variationer i omdrejningstallet. Der må her indføres en vingedrejning til beskyttelse imod beskadigelse ved ekstreme vindhastigheder.

4.4A Den permanentmagnetiserede synkronmaskine.

På fig 1.10 er vist hvorledes en roterende permanent magnet kan skabe et synkront felt i en elektrisk maskines luftspalte.

I en trefaset vikling i statoren vil der induceres en trefaset spænding med en frekvens som er synkron med omdrejningstallet. Dette er opbygningen af en synkron generator med en permanent magnet i rotoren.

Den permanente magnet kan erstattes af en elektromagnet, og dette gøres ved alle større synkronmaskiner. Herved opnår man den fordel, at man kan regulere feltets størrelse og dermed generatorspændingen.

Hvis man imidlertid kan undvære spændingsreguleringen er det for mindre generatorer en betydelig fordel at anvende en synkronmaskine med permanent magnet. Maskinen er simplere, billigere og mere robust. Til batteriladning kan man undvære reguleringen af feltet i maskinen ved istedet at udnytte et variabelt omdrejningstal.

Den permanentmagnetiserede synkronmaskine giver ubelastet en trefaset spænding, hvis størrelse og frekvens er proportional med omdrejningstallet. Hver fasevikling har en modstand og en reaktans hvor reaktansen opstår på lidt anden måde end for asynkronmaskinen og er relativt større. Reaktansen er ligesom spændingen proportional med omdrejningstallet/frekvensen.

FIG. 4.13
Diagram for synkronmaskine med permanente magneter.

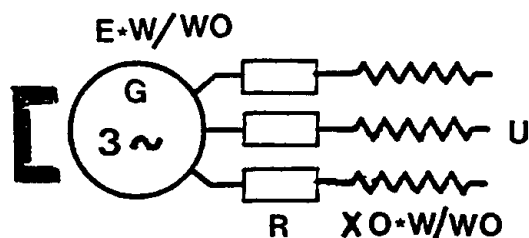


Fig. 4.13 viser maskinens ækvivalentdiagram. Kortslutningsstrømmen er en karakteristisk egenskab for en synkronmaskine, og med permanente magneter er forholdene særlig simple.

Ved frekvensen w_0 er reaktansen $w_0 \cdot L$ og spændingen E_{f0} . I_K som funktion af frekvensen w bliver da (idet både spændning og reaktans er proportionale med frekvensen):

$$I_K = E_{f0} \cdot w / w_0 / (j \cdot w \cdot L + R) = E_{f0} / (j \cdot w_0 \cdot L + R \cdot w_0 / w) \quad (4.1)$$

Det fremgår af denne formel, at når w går imod uendelig, går det sidste led imod 0 og I_K imod $I_{KU} = E_{f0} / (w_0 \cdot L)$. Denne størrelse er altså karakteristisk for synkronmaskinen.

FIG 4.14
kortslutningsstrømmen
som funktion af omdrej-
ningstallet (w/w_0).

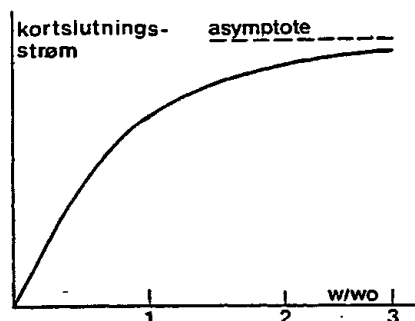


Fig 4.14 viser kortslutningsstrømmen som funktion af omdrejningstallet.

Heraf fremgår naturligvis, at uanset hvor hurtigt generatoren roterer, og hvor stor spænding der induceres, bliver strømmen begrænset.

Dette er bedst kendt fra cykeldynamolygter, idet cykeldynamoen er en enfaset synkrogenerator med permanente magneter. Over en vis hastighed bliver lysstyrken konstant, hvilket skyldes at reaktansen begrænser strømmen.

For at kunne udnytte en synkrogenerator må kortslutningsstrømmens asymptoteværdi ligge mindst ca 30% over mærkestrømmen da man ønsker at udnytte maskinen uden at skulle gå til extreme omdrejningstal. På den anden side kan den strømbegrænsning som reaktansen giver være en fordel, idet den begrænser den overstrøm som kan opstå.

4.4B Synkronmaskiner til akkumulatorladning.

Denne anvendelse af vindmøller kan blive af ganske stor betydning, fordi der rundt omkring i verden findes et stort antal relæstationer for mikrobølger, placeret i egne, hvor der ikke findes noget elektrisk forsyningsnet. Dette er f.eks. tilfældet i Grønland.

En anden anvendelse er vindmøller til opladning af akkumulatorer på lysbøjer samt visse steder i u-lande, hvor kravene til effekten/størrelse er beskedne.

Adskillige steder vil opladning fra vindmøller være en praktisk løsning. De effekter der er tale om er ret beskedne.

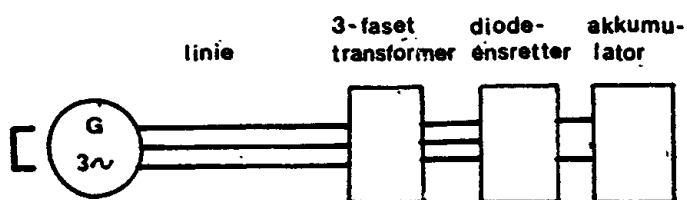
Møller med så lille effekt som et par kW vil have lille vingediameter, og kan derfor vælges med højt omdrejningstal.

Det kan derfor ikke betale sig at forsyne møllen med gear. Der vælges en langsomtgående generator som kobles direkte til mølleakslen.

Fig 4.15 viser den principielle anordning. For at reducere tab i ledningerne mellem mølle og batteri kan man vælge en almindelig spænding 230 eller 400 volt og ved selve akkumulatoren nedtransformere spændingen, så den passer til batterispændingen som ofte vil være 24 eller 48 volt.

Den trefasede spænding ensrettes med en sekspuls diodeensretter hvis jævnspændingsklemmer kobles til batteriet.

Fig 4.15
principdiagram for
synkronmaskine til
akkumulatorladning.



Ladeanordningen virker nu på den simple måde, at ved et vist omdrejningstal bliver spændingen så stor, at der begynder at flyde en ladestrøm. Med stigende vindstyrke vil omdrejningstallet stige og dermed ladestrømmen. Når omdrejningstallet fortsætter at stige, vil ladestrømmen nærme sig en asymptotisk værdi noget over mærkestrømmen.

Beregningen af ladestrømmen som funktion af omdrejningstallet er særdeles kompliceret, hvilket især skyldes diodeensretterens funktion, når den både belastes med modelektromotorisk kraft, har variabel fødespænding og har variable reaktanser i tilledningerne.

Imidlertid kan man ud fra en enkelt måling på en generator få tilstrækkelig information til at beregne forholdene i andre tilfælde.

Denne beregningsmetode er beskrevet i bilag 5.

ET EKSEMPEL. For at få et indtryk af forholdene, skal der anføres nogle målinger og beregninger i et konkret tilfælde.

En generator PMG 75 fra TRANSMOTOR har følgende data på mærkepladen:

Effekt: 1.3 KVA, 1.3 kW.	Spænding: 3 x 48 volt
Strøm: 16 A.	Frekvens: 42 Hz
Omdrejningstal: 420 r/min.	

Det fremgår af dette, at maskinen er 12-polet.

Maskinen er forsynet med permanente magneter i rotoren. Den er beregnet til ladning af en akkumulator 48 volt med en sekspuls diodeensretter uden brug af mellemtransformer.

De data som står på mærkepladen giver ikke tilstrækkelige oplysninger til at ladeanordningens egenskaber kan bestemmes,

når generatoren arbejder med variabelt omdrejningstal.

Målinger har imidlertid givet følgende oplysninger:

Tomgangsspænding ved 420 r/min.: 73 volt

Modstand pr fase varm: 0.45 ohm.

Kortslutningsstrøm ved 420 r/min.: 24.5 A.

Udfra tomgangsspændingen kan man bestemme det omdrejningstal, hvor opladningen begynder. Dette vil ske når yderspændingens topværdi er lig med akkumulatorspændingen + diodesspændingsfaldet. Diodens spændingsfald kan idealiseres som en konstant spænding + et spændingsfald proportionalt med strømmen. Til dette brug er det tilstrækkeligt at sige, at to diodespændingsfald er lig med 1 volt. Da den inducerede spænding er proportional med omdrejningstallet, kan man herudfra bestemme det omdrejningstal n_{min} hvor opladningen begynder. Ved akkumulatorspændingen 48 volt får man da:

$$48 + 1 = 73 * 1.41 * n_{min}/420$$

som giver:

$$n_{min} = 49 * 420 / (73 * 1.41) = 200 \text{ r/min.}$$

Det skal her bemærkes, at fra dette omdrejningstal stiger ladestrømmen til at begynde med svagt.

Udfra kortslutningsmålingen finder man:

$$Z_K = 73 / 1.732 / 24.5 = 1.72 \text{ ohm}$$

Heraf bestemmes X_K til:

$$X_K = \sqrt{Z_K^2 - R^2} = \sqrt{1.72^2 - 0.45^2} = 1.66 \text{ ohm}$$

Kortslutningsstrømmen ved uendelig højt omdrejningstal bliver da:

$$I_{KU} = 73 / 1.732 / 1.66 = 25.4 \text{ A. eller } 160\% \text{ af mærkestrømmen.}$$

Vi kan herudfra beregne asymptoteværdien for ladestrømmen, idet denne er 1.35 gange I_{KU} eller $25.4 * 1.35 = 34.3 \text{ A.}$

Fig 4.16 viser den målte ladestrøm som funktion af omdrejningstallet.

Målingen er foretaget ved batterispændingen 55 volt som er specificeret som den spænding akkumulatoren kan antage ved ladning med fuld strøm.

Forholdet mellem ladestrømmen og generatorstrømmens effektivværdi afhænger lidt af hvor på kurven man befinder sig, men faktoren 1.35 kan anvendes med god nøjagtighed.

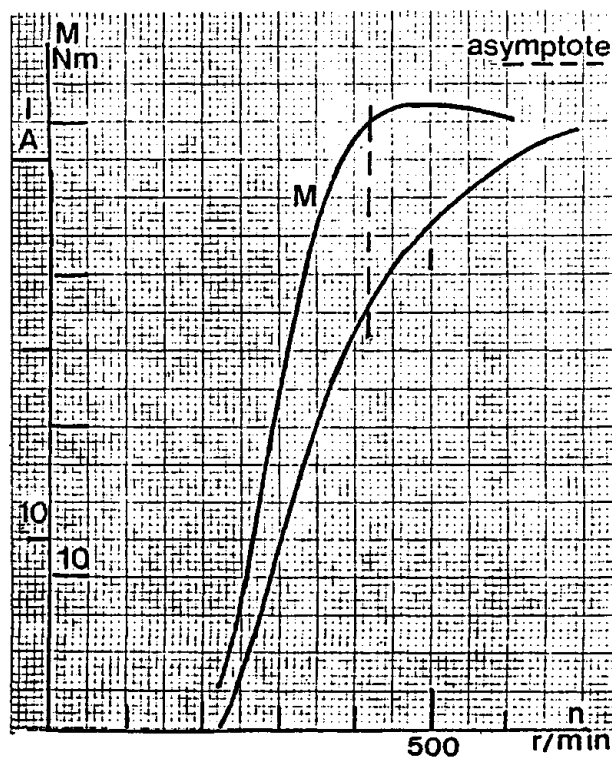


FIG 4.16
ladestrømmen og belastningsmomentet som funktion af generatorens omdrejningstal.

Ladestrømmen bliver 22 A. ved 420 r/min og dette stemmer derfor godt med generatorens mærkestrøm 16 A.

Ved beregningen af momentkurven som også er vist på fig 4.16, er der medtaget tabene i statorkobberet samt som et skøn: 10% af mærkeeffekten til jerntabene.

Bilag 5 beskriver, hvorledes man udfra målingerne på een generator kan beregne ladeforløbet for en generator med andet kortslutningsforhold.

På grundlag af bilag 5 kan man gå ud fra følgende:

1) Generatorens mærkespænding skal være, ca 0.9 gange den ladespænding som ønskes.

2) Generatorens kortslutningsforhold skal være ikke under 1.3.

3) Ladestrømmens mærkeværdi bliver 1.35 gange generatorens mærkestrøm.

4) Opladningen begynder ved ca halvt mærkeomdrejningstal, hvis man regner med samme ladespænding i de to tilfælde.

Hvis man anvender mellemtransformer, hvilket nok vil være det almindeligste, er følgende erfaring værd at bemærke sig: Transformatoren skal dimensioneres for generatorens TOMGANGSSPÆNDING. Hvis man IKKE gør det, vil transformatoren blive mættet, når der ikke går ladestrøm. Transformatoren vil da ved start begynde at trække så stor strøm, at det kan hindre, at møllen starter ved så lave vindhastigheder som den ellers ville gøre.

4.4C Effektbalancen.

På fig 4.16 er indtegnet belastningsmomentet. Ved konstant batterispænding går effekten ligesom strømmen imod en asymptotisk værdi, hvilket betyder at momentet får et maksimum og derefter aftager med stigende omdrejningstal.

Man kan ikke udnytte stallregulering til at sikre effektstabilitet. Dette skyldes, at momentkurven ikke er tilstrækkelig stejl. (jævnfør afsnit 3.3) iøvrigt ligger momentkurven ikke fast nok. Dels er batterispændingen både afhængig af temperatur og ladetilstand, og dels er batteriets indre modstand stærkt afhængig af temperaturen, idet den aftager med voksende temperatur.

Til illustration af effektbalancen er der på fig 4.17 indtegnet en vindmølles moment som funktion af omdrejningstallet ved forskellige vindstyrker. Som eksempel er taget "vindmølle 3" i (ANDERSEN 1978), nedproportioneret til mindre vingediametre. Endvidere er der indtegnet momentkurven fig 4.16, placeret på passende måde. En sådan justering gøres ved valg af omsætningsforholdet for transformeren.

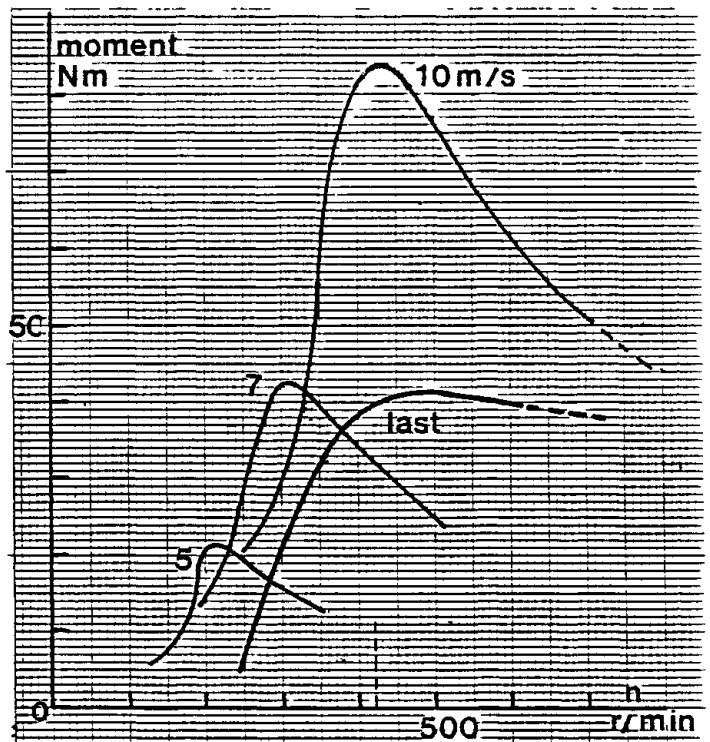


FIG 4.17
Momentkurver for møllen
ved forskellige vind-
styrker samt belast-
ningens momentkurve.

Det ses, at ladekarakteristiken medfører, at man indenfor et stort vindhastighedsområde kan ligge i nærheden af C_p kurvens maksimum. Da der er tale om ret små møller, har dette ikke den store betydning.

Til gengæld ses det, at omdrejningstallet vil stige stærkt med vindstyrken, når man overskrider belastningens maksimalmoment. Det er derfor nødvendigt at beskytte møllen imod skadelige overhastigheder ved hjælp af vingedrejning..

I vores eksempel er generatoren beregnet for en vindmølle

som har automatisk vingedrejning, så at omdrejningstallet ikke kan komme over 420 r/min.

Med det skitserede opnår man altså, at over en vis vindhastighed vil generatoren altid afgive strøm. Man risikerer derfor, at akkumulatoren bliver ødelagt af overladning, og det er nødvendigt at supplere udrustningen med en elektronisk styring.

Hvis man har brug for opvarmning, f.eks. af akkumulatoren, vil det være hensigtsmæssigt at anvende elektronisk indkobling af modstande, som optager den overskydende strøm.

Hvis det ikke er tilfældet, vil det være naturligere at indskyde en transistorchopper mellem diodeensretter og akkumulator til styring af ladestrømmen..

Det er i øvrigt ikke helt simpelt at få en sikker måling af en akkumulators ladningstilstand under alle forhold. Heller ikke at få strømmen styret under opladningsforløbet, idet det er ønskeligt, at strømmen sænkes noget inden fuld opladning er nået.

LITTERATUR.

- ANDERSEN, Peter S., KRABBE, Ulrik, LUNDSAGER, Per og PETERSEN, Helge (1977) Basismateriale for beregning af propelvindmøller. Risø rapport M-2153. ca. 125 s.
- BRANDIN, Thomas og HALLQUIST, Lars (1978) Mätningar på en tyristorstyrkrets för asynkrona vindgeneratorer. Examensarbete. Institutionen för Elektromaskinlära, Chalmers Tekniska Högskola, Göteborg. ca 75 s.
- CENELEC (1974) Document HD 231. Dimensions of three-phase induction motors. 6 s.
- DEFU, (1985) Netttilslutning af mindre Vindmøller. DEFU, Lundtoftevej 100, 2800 Lyngby. 37 s. samt bilag.
- DRUZYNSKI, Piotr, GUSTAFSSON, Anders og JOHANSSON, Lars (1976) Undersökning av asynkrongeneratorns egenskaper i vindkraftverk. Institutionen för Elektromaskinlära, Chalmers tekniska Högskola, Göteborg. 71 s. samt bilag.
- GERBERT, B. G. (1972) Force and slip behaviour in V-belt drives. Acta Polytechnica Scandinavica, Helsinki. 101 S.
ISBN 951-666-009-6
- IEC Publication 34: Rotating electrical machines.
Publication 34-1 (1983) Rating and performance. 104 s.
Publication 34-2 (1972) Methods for determining losses and efficiency of rotating electrical machinery from tests. 55 s.
Publication 34-8 (1972) Terminal markings and direction of rotation of rotating machines. 20 s.
Publication 34-12 (1980) Starting performance of single-speed three-phase cage induction motors for voltages up to and including 660 V. 19 s.
- IEC Publication 72 (1971) Dimensions and output ratings for rotating electrical machines- Frame numbers 56 to 400 and flange numbers F 55 to F 1080. 42 s.
- JENSEN, A Kjør, (1955) Asynkrone kondensatormagnetiserede Generatorer. "Fra Thrige", firmapublikation fra Thomas B. Thrige, Odense. 3 s.
- JOHANSSON, Kent (1985) Den omriktarmatade asynkronmaskinens ekvivalenta schema. Technical report Nr 154, Chalmers University of Technology, Göteborg (dissertation). 94 s. samt bilag.
- KRABBE, U. og MOTH, H. Chr. (1976) Asynkrone generatorer for vindmøller til opvarmning. Rapport AE-R 014 Lab. for Almen Elektroteknik, Danmarks tekniske Højskole. 16 s.
- KRABBE, Ulrik og REYES, Victor (1978) VAR-regulator. Rapport AE-R 010 Lab. for Almen Elektroteknik, Danmarks tekniske Højskole. 27 s samt bilag.

- KRABBE, Ulrik og OLESEN, Oluf Høgh (1980) Elektronisk frekvens- og spændingsregulering af ikke nettilsluttede vindmøller. Elektroteknikeren Nr 10, Maj 1980. 3 s.
- OLESEN, Oluf Høgh (1983) Frekvens- og spændingsregulering af vindmølleledrevet, ikke-nettilsluttet asynkrongenerator. Rapport AE-R 36, Lab. for Almen Elektroteknik, Danmarks tekniske Højskole. 13 s.
- PETERSEN, Erik Lundtang, TROEN, Ib, FRANDSEN, Sten og HEDEGAARD, Klaus (1981) Windatlas for Denmark, Risø rapport R-428, 229 s. ISBN 87-550-0738-4
- RASMUSSEN, Flemming (1983) Blad- og rotorlaster for Vestas 15. Risø rapport M-2392. 49 s.
- RASMUSSEN, Flemming (1984) Aerodynamic performance of a New LM 17.2 m Rotor. Risø rapport M-2467. 20 s. ISBN 87-550-1056-3
- RASMUSSEN, Peter (1980) Accelerationsberegning for stallregulerede vindmøller uden belastning (i friløb). Risø rapport I-27. 7 s.
- RASMUSSEN, Peter (1981) Målinger af indkobling af vindmølleasynkrongenerator på elnet, Risø rapport M-2298 21 s.
- TRIPOD Consult Aps (1984-85) Rapporter Nr 840215, 850404 og 850810.

Normer fra IEC og CENELEC kan købes hos:

Dansk Elektrotekniske Kommitte.

Strandgade 36

1401 København K

Normer kan normalt ikke lånes på Danmarks tekniske Bibliotek.

Rapporter fra Lab. for Almen Elektroteknik findes på Danmarks tekniske Bibliotek.

BILAG 1 DIMENSIONSSTANDARD FOR ASYNKRONMASKINER.

For elektriske maskiner er der givet dimensionsstandarder i: IEC 72(1971).

IEC står for International Electric Commision. Denne organisation som omfatter et stort antal af verdens industrinationer udgiver normer indenfor alle elektrotekniske områder.

Lige så vigtig som IEC 72 er en tilføjelse til IEC 72 udfærdet af: CENELEC som står for European Committee for Electrical Standardization. Medlemmer af organisationen er alle de VESTEUEOPÆISKE LANDE. Normen har betegnelsen:

CENELEC HD 231 (1974)

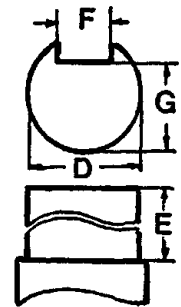
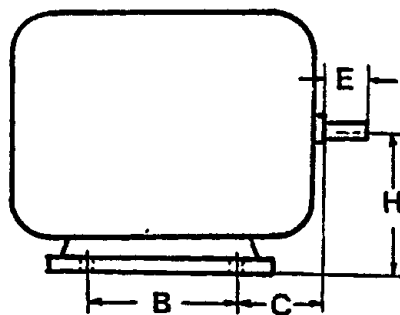
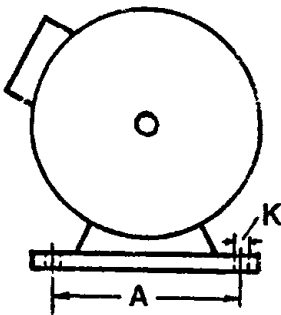
Normen gælder asynkrone kortslutningsmotorer op til ca 200 kW afhængigt af pøltal mm. Dimensionerne følger IEC-målene, men udmærker sig yderligere ved at akseldimensionerne er bundet til motorstørrelserne, samt at effekter og størrelser er knyttet sammen. Først herigennem opnår man at, en asynkronmaskine af et fabrikat altid kan byttes ud med en anden.

Nedfor gives en tabel over mål og effekter i det område, som er aktuelt for vindmøllegeneratorer. Mens IEC's normalmål går op til større effekter, findes der ikke CENELEC normer for større maskiner end angivet i tabellen.

Normerne omfatter ikke de ydre dimensioner, og heller ikke anbringelsen af klemmekassen, hvor nogle fabrikater har den på siden og andre på toppen af maskinen.

CENELEC normerne omfatter ikke asynkronmaskiner med viklinger for flere pøltal.

Type	kW		millimeter								K
	4.Pol	6-pol	A	B	C	D	E	F	G	H	
160M	11	7.5		210							
160L	15	11	254	254	108	42	110	12	37	160	15
180M	18.5	-		241							
180L	22	15	279	279	121	48	110	14	42.5	180	15
200L	30	18.5 22	318	305	133	55	110	16	49	200	19
225S	37	-		286							
225M	45	30	356	311	149	60	140	18	53	225	19
250M	55	37	406	349	168	65	140	18	58	250	24
280S	75	45		368							
280M	90	55	457	419	190	75	140	20	67.5	280	24
315S	110	75		406							
315M	132	90	508	457	216	80	170	22	71	315	28



BILAG 2 Diverse normbestemmelser

B2.1 Klemmemærkning og omdrejningsretning.

Generelt om normerne, se bilag 1.

Omdrejningsretningen er fastlagt i IEC 34-8. Mærkningen af de 6 klemmer overensstemmende med normerne er vist på figur 1.9A.

For at opnå at maskinen roterer medurs, set fra akseltapsiden, skal fasen R forbindes til klemme U1, fasen S til klemmen V1 og fasen T til klemmen W1.

Ønskes modsat omdrejningstal skal to vilkårlige faseledninger ombyttes.

B2.2 Overhastighed.

Denne er fastlagt i IEC Publication 34-1(1983) som foreskriver at en asynkronmaskine skal kunne tåle en overhastighed på 20%. Dette tal vil normalt være alt for beskedent i forhold til hvad en kortslutningsrotor kan tåle. For en vindmølle er det også ønskeligt, at den kan tåle mere end normerne foreskriver.

Særlig for møller med to generatorer gælder, at den lille generator roterer med ca 50% overhastighed. Hertil kan komme yderligere overhastighed inden den aerodynamiske bremsning træder i funktion.

Ved køb af generator er der derfor grund til at bede om en større garanti fra fabrikanten, end IEC-normerne foreskriver.

B2.3 Maksimalmoment.

Normer for maksimalmoment for asynkrone motorer findes i IEC publication 34.12 (1980)

Det krævede maksimalmoment afhænger af maskinens effekt og poltal. Her gengives værdierne for 4- og 6-polede maskiner:

Effekt kW	4-polet	6-polet
6.3-16	200%	180%
16-40	190%	180%
40-100	180%	170%

Når man tager i betragtning, at momentet aftager med anden potens af spændingen, er kravene beskedne, og realiteten er også, at langt de fleste kortslutningsmaskiner ligger over normværdierne. Alligevel vil det være rigtigt, at få fabrikanten til at garantere højere værdier end IEC-normerne foreskriver, hvis møllens dimensionering kræver dette.

B2.4 Tolerancer for elektriske data.

Normer for tolerancer for de elektriske egenskaber findes i IEC 34-1 (1983)

1) Tab for elektriske motorer over 50 kW:
+ 10% af totale tab

2) Tolerance for effektfaktor:
 $-1/6 \cdot (1 - \cos \phi)$ min 0.02, max 0.07

3) Tolerancer for slip for asynkronmotorer:
+ - 20% af garanteret slip.

4) Tolerancer for startstrøm for asynkrone motorer:
+ 20% af garanteret værdi.

5) Tolerancer for maksimalmoment for asynkrone motorer:
- 10% af garanteret værdi.

BILAG 3 Tabeller til beregning af tab mm for normmaskiner.

For begge tabeller forudsættes:

PELM angives i kW. f er frekvensen i Hz.

Som størrelsesfunktion anvendes:

L som er den naturlige logaritme til PELM.

Impedanserne i Tabel 1 angives i forhold til maskinens "karakteristiske impedans": $RN = UYM^2/(PELM \cdot 1000)$.

Mærkestrømmen IM angives i forhold til maskinens "karakteristiske strøm": $IN = 1000 \cdot PELM / (UYM \cdot 1.732)$. Nøjagtigheden er her mindre betydningsfuld, da denne værdi kun bruges til beregning af tillægstabene. Modstandene R1 og R2L er henregnet til 115 grader Celsius.

Der skal gøres opmærksom på, at ved beregning for anden frekvens end 50 Hz, skal den værdi af PELM som L beregnes fra være mærkeeffekten ved 50 Hz.

B3.1 Tabel til beregning af ækvivalentdiagrammet.

Tabel 1 omfatter formler til bestemmelse af ækvivalentdiagrammets impedanser samt gnidningstabene, så at man med et data-program kan beregne maskinernes egenskaber.

Formlerne tabel 1 er bestemt for 6-polede maskiner i effektområdet 11 til 90 kW og KUN FOR MASKINER SOM ER DIMENSIONEREDE FOR GENERATORDRIFT ved at induktionen i luftspalten er sænket så meget, at mærkeeffekten som generator bliver densamme som for motortilfældet dvs 10-12.5% sækning. Oplysningerne stammer fra ASEA, men der er ingen grund til at antage at tallene skulle blive ret meget anderledes for andre fabrikater. Formlerne vil godt kunne bruges et stykke op over det angivne effektområde, idet der dog kan råde nogen usikkerhed med hensyn til ventilationstabene, idet der her kan forekomme forskellige systemer for indvendig ventilation. Endvidere kan der forekomme variationer i den reaktive effekt.

$$R1 = RN / (32 * L - 60)$$

$$R2 = RN / (25 + 4 * L)$$

$$X1 = RN * f / 50 * 0.095$$

$$X2 = RN * f / 50 / (8 + L)$$

Tabel 1

$$RM = RN * (22 + 8 * L)$$

$$XM = RN * f / 50 * (0.68 + 0.38 * L)$$

$$\text{FOR PELMM} < 90 \text{ Kw: } PG = PELMM * (5.6 * L - 13.2)$$

$$\text{FOR PELMM} \geq 90 \text{ Kw: } PG = PELMM * (32.7 - 4.6 * L)$$

$$IM = IN / (0.63 + 0.05 * L)$$

Der skal gøres opmærksom på, at værdierne for X1, X2 og XM i dataprogrammet bilag 6, skal indsættes ved 50 Hz, selv om man undersøger maskinens egenskaber ved anden frekvens.

B3.2 Tabel til beregning af maskinens tab.

Tabel 2 som tager sigte på optimeringsprogrammer, giver formler for tabene fra 0 til 125% belastning med 25% spring. Tabene er bestemt som funktion af den elektriske mærkeeffekt PELM som generator ved 50 Hz og angives som procent af denne størrelse.

Beregningerne er sket på basis af værdierne i tabel 1. Tabene er opdelt i jerntab, PFE%, gnidnings- og ventilations-tab PG% samt kobber- og tillægstab PCU%. Endvidere er angivet den reaktive effekt Q% i tomgang, og slip% ved fuldlast.

Tabene ved fuldlast er beregnet for en viklingstemperatur på 115 grader celsius, men ved dellast er der taget hensyn til, at maskinen er koldere, således at helt uden tab er der regnet med 20 grader. Ved 60 Hz er der regnet med 20% større effekt for en typestørrelse og uforandret induktion samt at ventilatoren er densamme i de to tilfælde.

Tabene er baseret på maskiner op til 90 kW, men kan anvendes for højere effekt, hvor tabene er små. Størst usikkerhed fra fabrikat til fabrikat er reaktiv efffekt og ventilations-tabene. Afvigelserne i beregningerne for de samlede tab er anslået til ikke at overstige største værdi af 0.4 % af mærkeeffekten eller 10% af tabene. Her må tages i betragtning, at kobbertabene, som er en væsentlig del af tabene varierer med 40 procent på grund variationer af temperaturen, så det ikke har megen mening i en nøjagtigere beregning end de 10%.

Afvigelser i ventilationstabene kan forekomme hvis maskinen har et specielt system for indvendig ventilation.

PG%			se tabel 1	
PFE%			$f/50/(0.125 * L + 0.1)$	
PCU%	0% LAST		$50/f/(2.715 * L - 5.75)$	
"	25%	"	$50/f/(L - 1.9)$	
"	50%	"	$50/f/(0.3 * L - 0.43)$	Tabel 2
"	75%	"	$50/f/(0.13 * L - 0.15)$	
"	100%	"	$50/f/(0.0675 * L - 0.075)$	
"	125%	"	$50/f(0.04 * L - 0.035)$	
Q%	0%	"	$50/f * 100/(0.357 * L + 1)$	
S%	100%	"	$50/f/(0.035 * L + 0.22)$	

Funktionerne i tabel 1 og 2 er bestemt ved at afsætte opgivne eller beregnede værdier på enkelt-logaritmisk papir, på den måde, at for de værdier som vokser med størrelse har det været de inverterede værdier som er afsat. Effektområdet var 15-90 kW. Det viste sig at undtagen for gnidningstabene, fordelte punkterne sig godt omkring rette linier, som er brugt til at bestemme de angivne formler.

BILAG 4 Beregning af magnetiseringskurve.

Der beregnes en funktion som giver magnetiseringsstrømmen IOR som funktion af E. Beregningen sker udfra 3 punkter på magnetiseringskurven, som passende kan vælges ved 100-115%, 80-85% og 60-70% af netspændingen. Koordinaterne for de tre punkter betegnes som: (UY1,I1), (UY2,I2) OG (UY3,I3). Heraf bestemmes :

$$E1 = UY1/1.732 - X1 * I1 \quad (B4,1)$$

$$E2 = UY2/1.732 - X1 * I2 \quad (B4,2)$$

$$E3 = UY3/1.732 - X1 * I3 \quad (B4,3)$$

Vi ønsker at udtrykke magnetiseringsstrømmen ved følgende udtryk:

$$IOR = A * E/E1 + B * (E/E1)^C \quad (B4,4)$$

hvor man kan bestemme A, B og C, så at kurven går gennem de tre punkter samt 0-punktet. Ligningerne til bestemmelse af disse tre størrelser bliver:

$$I1 = A + B \quad (B4,5)$$

$$I2 = A * E2/E1 + B * (E2/E1)^C \quad (B4,6)$$

$$I3 = A * E3/E1 + B * (E3/E1)^C \quad (B4,7)$$

Af de to første ligninger løses A og B med C som parameter. Determinanten D bliver:

$$D = (E2/E1)^C - E2/E1 \quad (B4,8)$$

$$A = (I1 * (E2/E1)^C - I2)/D \quad (B4.9)$$

$$B = (I2 - I1 * E2/E1)/D \quad (B4.10)$$

som indsættes i den tredie ligning:

$$I4 = A * E3/E1 + B * (E3/E1)^C \quad (B4,11)$$

C varieres med start ved værdien 1.1 og forøges til forskellen mellem I3 og I4 er passende lille. (For C = 1 bliver Determinanten D = 0)

Metoden giver en helt tilfredsstillende nøjagtighed. Beregningmetoden indgår i dataprogrammet bilag 6.

BILAG 5 Opladekurver fra vindmølledrevet synkrongenerator.

Forudsætningen er en permanentmagnetiseret synkrongenerator som med en sekspuls diodestrømretter lader et batteri. Generatoren er koblet til en vindmølle, hvorved ladestrømmen bliver en funktion af møllens omdrejningstal.

Ønsket er at beregne ladestrømmen ID (D for direct current) som funktion af omdrejningstallet n. Beregningerne bliver temmelig komplicerede, når der skal tages hensyn til generatorens reaktans og modstand, hvor disse påvirker kommuteringsforløbet og hvor X og E varierer med omdrejningstallet.

Her skal redegøres for en ret simpel metode til beregningen, baseret på en måling.

Som udgangspunkt tages en generator fra Transmotor med følgende data:

$$U = 3 \times 48 \text{ volt}, IM = 16 \text{ amp}, nM = 420 \text{ r/min.}$$

Her og i det følgende indikerer M at det er mærkedata ved mærkeomdrejningstallet.

Disse data er ikke tilstrækkelige, og suppleres med følgende målinger: tomgang EM = 73 volt v 420 r/min, R = 0.45 ohm ved 70 grader, kortslutningsstrøm ved 420 r/min, IKM = 24.5 amp.

Spændingen og reaktansen vokser begge proportionalt med omdrejningstallet, og kortslutningsstrømmen vil derfor asymptotisk nærme sig forholdet IKU mellem disse to størrelser, når omdrejningstallet går imod uendelig. Vi beregner denne værdi:

$$ZKM = 73/1.732/24.5 = 1.72 \text{ ohm}$$

$$XKM = \text{SQR}(1.72^2 - 0.45^2) = 1.66 \text{ ohm}$$

heraf:

$$IKU = 73/1.732/1.66 = 25.4 \text{ Amp}$$

$$\text{Kortslutningsforholdet } k = IKU/IM = 25.4 / 16 = 1.6$$

Vi definerer nu ladestrømmen IDU når omdrejningstallet går imod uendelig. Den bliver:

$$IDU = IKU * 1.35 = 25.4 * 1.35 = 34.3 \text{ A.}$$

Faktoren 1.35 fremkommer ved at generatorstrømmen for uendeligt omdrejningstal er sinusformet, og at ladestrømmen da bliver 3/2 gange generatorstrømmens middelværdi.

Akkumulatorens spænding er 48 volt, men vi beregner forholdene ved ladespændingen 55 volt.

Vi tager hensyn til diodespændingsfaldet på følgende måde:

Det forudsættes, at de to diodespændingsfald tilsammen er 1 volt ved nul strøm, og 3 volt ved 100% strøm.

Der foreligger følgende målinger ved ladning af en akkumulator, hvor spændingen ved hjælp af belastningsmodstande blev fastholdt til 55 volt, (De indrammede værdier).

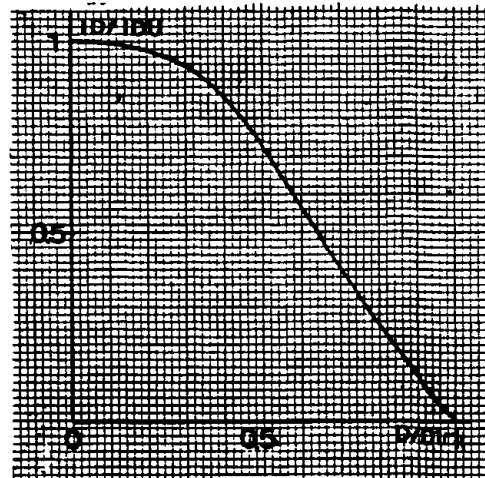
Kolonnen D er beregnet som ladespændingen + diodespændingsfaldet. D1 er amplitudeværdien af yderspændingens tomgangsværdi, altså:

$$D1 = EM * 1.41 * n / nM$$

ID	n	D	ID/IDU	D1	D/D1
0		56	0	56	1
1 1	238 1	56	0.03	58.3	0.96
1 5	267 1	56.5	0.171	63	0.86
1 10	305 1	57	0.292	74.7	0.755
1 15	345 1	57.5	0.438	84.5	0.675
1 20	394 1	58	0.583	96.5	0.59
1 25	474 1	58.5	0.729	116.2	0.495
1 30	621 1	59	0.875	152.2	0.38
IDU			1	UENDL.	0

Ladningen begynder ved et omdrejningstal hvor D1 er lig med D. Forholdet mellem D og denne værdi, vil entydigt bestemme komutteringsforholdene, f eks kurveformen for strømmen gennem statorviklingen og dioderne.

FIG B5.1
Dimensionsløs kurve
til bestemmelse af
forholdet mellem D1 og
D som funktion af den
relative ladestrøm.



Kurven fig B5.1 giver relationen mellem denne størrelse og ID/IDU. Denne kurve vil gælde for alle tilfælde af kortslutningsforholdet k, hvis R/XKM har samme værdi som for det foreliggende tilfælde. Da R er relativt lille i forhold til XKM, bliver det reaktansen som hovedsagelig bestemmer kommuteringsforløbet og kurven vil også kunne benyttes med nogen afvigelse fra forholdet R/XKM.

BEREGNINGSEKSEMPEL.

Vi går ud fra en generator med følgende data: $U = 3 \times 400V$, $n_M = 300 \text{ r/min}$, $I_M = 5 \text{ A}$, $R = 8 \text{ ohm}$, og vi undersøger to forskellige versioner: 1) $k=1.4$, $I_{KU} = 7 \text{ A}$. og 2) $k=1.8$, $I_{KU} = 9 \text{ A}$.

Den skal lade et akkumulatorbatteri med 48 volt nominel spænding og 55 volt ladespænding, og mellem generator og diode-ensretter er indskudt en ideel transformer med omsætningen 8/1. Herved får vi en ny værdi $D_1 = E \cdot 1.41/8$.

Vi beregner først tomgangsspændingen af vektordiagrammet ved 5 amp.

$$(U_Y + R \cdot 1.732 \cdot I_M)^2 + (E_M/k)^2 = E_M^2$$

Med $U_Y = 400$, $R = 8$ og $I_M = 5$ får man:

$$k = 1.4$$

$$k = 1.8$$

$$E_M = 670 \text{ volt}$$

$$E_M = 564 \text{ volt}$$

I begge tilfælde bliver ladestrømmens mærkeværdi:

$$I_{DM} = 1.35 \cdot I_M \cdot 8 = 54 \text{ Amp.}$$

idet målinger viser at faktoren 1.35 også stemmer godt ved mærkestrømmen.

$$\text{Endvidere: } I_{DU} = I_{KU} \cdot 8 \cdot 1.35$$

$$\text{for } k = 1.4: I_{DU} = 75.6 \text{ A}$$

$$k = 1.8: I_{DU} = 97.2 \text{ A}$$

Vi beregner nu omdrejningstallet som funktion af ladestrømmen for værdierne 0 - 150% med 25% spring. Beregningen fremgår af tabellen:

I%	ID	D	ID/I _{DU}	D/D ₁	D ₁	n	ID/I _{DU}	D/D ₁	D ₁	n
			-----k=1.4-----				-----k=1.8-----			
0	0	56	0	1	56	142	0	1	56	169
50	27.0	57	0.357	0.72	79.2	201	0.28	0.77	74	223
75	40.5	57.5	0.536	0.61	94.3	239	0.417	0.69	83.5	252
100	54	58	0.714	0.50	116	295	0.556	0.60	96.7	291
125	67.5	58.5	0.893	0.36	162	413	0.711	0.50	117	353
150	81	59	-	-	-	-	0.833	0.415	142	428

Her er værdierne D/D_1 fundne af kurven fig 1.1 med ID/IDU som indgangsværdi.

n er fundet udfra D_1 idet:

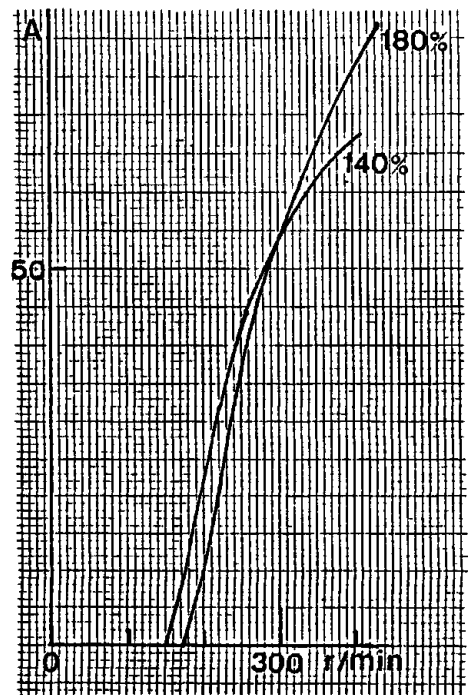
$$D_1/(EM * 1.41) = n/n_M$$

På fig B5.2 er optegnet de to ladekurver. Forskellen er ikke væsentlig. Det er klart at asymptoteværdien for ladestrømmen ved $k = 180\%$, bliver størst. Konklusionen bliver, at man blot skal sørge for at kortslutningsforholdet holder sig over lad os sige ca 1.3.

Det er karakteristisk, at en forøgelse af maskinens luftspalte, vil forøge den procentuelle kortslutningsstrøm og samtidig reducere tomgangsspændingen. Det er derfor en optimeringsproces at vælge luftspalten samt notantallet, så at maskinen giver størst effekt, idet man dog skal holde kortslutningsforholdet over den antydede værdi.

FIG B5.2

Ladestrømmen som funktion af omdrejningstallet for generatoren ifølge beregningseksemplet, ved to forskellige kortslutningsforhold.



BILAG 6 Dataprogram for asynkronmaskine.

B6.1 Beregningsmetode 1.

Programmet beregner en asynkronmaskines egenskaber på grundlag af de primære data: ækvivalentdiagrammets (fig 1.23) impedanser, samt gnidnings- og ventilationstabene. Egenskaberne kan bestemmes som motor eller som generator.

B6.2 Beregningsmetode 2.

Metode 2 adskiller sig fra metode 1 ved at man ikke indsætter XM men istedet angiver tre punkter for magnetiseringskurven. De tre punkter som skal indtastes foreslås valgt ved spændingerne: 100-125%, 80-90% og 60-70%. Programmet beregner udfra disse punkter en magnetiseringskurve som beskrevet i bilag 4. Beregningsmetode 2 er bedst hvis man vil undersøge egenskaberne ved varierende netspænding. Dog er der ved beregningsmetode 1 indlagt en syntetisk krumning af magnetiseringskurven.

Hvis man vælger at anvende tværreaktansen ved beregningen benyttes magnetiseringskurvens punkter ikke, og hvis man vælger at anvende magnetiseringskurven benyttes tværreaktansens værdi ikke. Hvis magnetiseringskurven benyttes ved beregningen, udskrives at XM har værdien 0.0.

B6.3 Dataindlæsning.

Ved starten (RUN) indlæses automatisk værdierne fra data-sætningerne 30-50 som gælder en sekspolet generator på 90 kW ved 50 Hz. Disse værdier kan derefter ændres til de værdier som ønskes, og de sidst valgte værdier bliver i maskinen så længe programmet holdes igang. Tabene regnes i watt mens mærkeeffekter regnes i kW.

Dataændringer fremgår af menuen.

Alle data skal være værdier for 50 HZ uanset om man vil undersøge maskinen ved anden frekvens. Hvis man ikke kender X1 og X2, men XK, deles XK i to ligestore dele, eller endnu bedre: 53% til X1. og 47% til X2.

For at kunne undersøge maskinens egenskaber ved forskellige netspændinger og frekvenser opereres der udover maskinens data ved 50 Hz, med nettets spænding UY og frekvens f som uafhængige variabler. Mærkeeffekten sættes da proportional med frekvensen.

Ved hjælp af kommandoen N i Menuen kan man indlægge de udjævnedes data for normmaskiner som er beregnet i bilag 3 dvs data for ækvivalentdiagrammet samt gnidningstabene.

Mærkeeffekten er ved denne anvendelse begrænset til mellem 15 og 160 kW. og gælder kun for 6-polede "normgeneratorer".

B6.4 Dataudskrift på printer.

Al udskrift er i procent.

1) Aktiv og reaktiv effekt i procent af den udskrevne mærkeeffekt ved den aktuelle frekvens.

2) Strømme i procent af den udskrevne mærkestrøm som er beregnet udfra formlen i bilag 3 tabel 1. Strømmen benyttes i programmet til beregning af tillægstabene.

3) Momenter i procenter af mærkeeffekten divideret med den synkrone vinkelhastighed.

Udskriften sker med spring på 25% for den elektriske effekt, også hvis man undersøger egenskaberne som motor. Udskriften begrænses til værdier mellem positivt maksimalmoment og negativt maksimalmoment. Årsagen til dette er, at ved større slip, må man regne med at R2, X1 og X2 har forandret deres værdier så meget, at beregningerne bliver for usikre.

B6.5 Programsprog.

Programmet er udarbejdet i GWBASIC. For brugere som har en simplere basicversion skal det nævnes at der er benyttet følgende kommandoer som ikke findes i alle basicversioner: 1) variabelnavne med flere bogstaver, 2) IF .. THEN .. ELSE, 3) PRINT USING, 4) CINT(), 5) INKEY\$.

Det vil være rimeligt simpelt for brugere som er kendt med basicprogrammering, at ændre programmet, så at det passer for egen computer.

Kommandoen til udskrift på printer må tilpasses hver enkelt maskine. Her hedder den LPRINT.

I bilaget følger der efter programmet udskrifter fra dette for en 6-polet 90 kW generator ved to forskellige netspændinger.

For brugere som har computer med MS-DOS operativsystem kan en diskette med programmet rekvireres hos forfatteren. Adresse Ndr. Strandvej 50, 3000 Helsingør, Pris Kr 200-

```

10 REM PROGRAM ASYNGEN, 19.dec. 1985 U. Krabbe.
20 REM INDLAGT DATA FOR 6-POLET GENERATOR 90 Kw
30 READ R1,X1,R2,X2,RM,XM:DATA 0.021,0.174,0.0389,0.145,104,4.12
40 READ PG,POLT,PELM,UYM,F,UY:DATA 1300,6,90,400,50,400
50 READ U7,I7,U8,I8,U9,I9:DATA 420,58,350,43,280,34
60 REM `=====HER BEGYNDER MENU=====
70 CLS :PRINT "                DE INDLÆSTE DATA": PRINT
80 PRINT " STATORMODSTAND- OG REAKTANS          ROTORMODSTAND- OG REAKTANS
90 PRINT " A      ";R1;TAB(19) X1      ;TAB(36) "B      ";R2;TAB(55) X2:PRINT
100 PRINT " TVÆRMODSTAND- OG REAKTANS          GNIDNINGSTAB OG POLTAL
110 PRINT " C      ";RM;TAB(19) XM; TAB(36) "D      ";PG;TAB(47) "WATT";
120 PRINT TAB(55) POLT:PRINT
130 PRINT " MÆRKEEFFEKT OG MÆRKESPENDING          NET: FREKVENNS OG SPÆNDING
140 PRINT " E      ";PELM;TAB(11) "kW";TAB(19) YM; TAB(36) "F      ";F; TAB(55) UY
150 PRINT :PRINT "          MAGNETISERINGSKURVENS PUNKTER, VOLT, AMPERE"
160 PRINT :PRINT " FØRSTE PUNKT          ANDET PUNKT          TREDIE PUNKT
170 PRINT " G      ";U7;I7; TAB(23) "H      ";U8;I8; TAB(43) "I      ";U9;I9
180 PRINT
190 PRINT " TRYK STORT                                UDSKRIFTER: "
200 PRINT " BOGSTAV" TAB(35) "J = GENERATOR MED MAGNETISERINGSKURVE"
210 PRINT " VED ÆNDRINGER "TAB(35) "K = GENERATOR MED TVÆRREAKTANS"
220 PRINT " OG UDSKRIFT" TAB(35) "L = MOTOR MED MAGNETISERINGSKURVE"
230 PRINT " N = NORMMASKINER";TAB(35) "M = MOTOR MED TVÆRREAKTANS"
240 X$ = INKEY$: IF X$ = " " GOTO 240
250 O$ = ASC(X$)-64 :IF O$<1 OR O$>14 THEN GOTO 70
260 ON O$ GOTO 280,290,300,310,320,330,340,350,360,370,380,390,400,1310
270 REM=====INDLÆSNING=====
280 V=R1:W=X1:GOSUB 1280:INPUT R1,X1:GOTO 70
290 V=R2:W=X2:GOSUB 1280:INPUT R2,X2:GOTO 70
300 V=RM:W=XM:GOSUB 1280:INPUT RM,XM:GOTO 70
310 V=PG:W=POLT:GOSUB 1280:INPUT PG,POLT:GOTO 70
320 V=PELM:W=UYM:GOSUB 1280:INPUT PELM,UYM:GOTO 70
330 V=F:W=UY:GOSUB 1280:INPUT F,UY:GOTO 70
340 V=U7:W=I7:GOSUB 1280:INPUT U7,I7:GOTO 70
350 V=U8:W=I8:GOSUB 1280:INPUT U8,I8:GOTO 70
360 V=U9:W=I9:GOSUB 1280:INPUT U9,I9:GOTO 70
370 C$ = "J":K$ = "J":GOSUB 1180:GOTO 410
380 C$ = "N":K$ = "J":GOTO 410
390 C$ = "J":K$ = "N":GOSUB 1180 :GOTO 410
400 C$ = "N":K$ = "N":GOTO 410
410 I = PELM*1000/1.732/UYM:REM          REFERENCE FOR PRIMERSTRØM
420 IM = CINT(I/((.63+.05*LOG(PELM))):REM          PRIMERSTRØM EFTER FORMEL
430 K1 = F/50: PELN = PELM*K1:REM          PELN ER NY MÆRKEEFFEKT
440 IF K$ = "J" THEN D$ ="GENERATOR" ELSE D$ = "MOTOR"
450 IF C$ = "J" THEN XM1 = 0! ELSE XM1 = XM
460 REM=====UDSKRIFT AF PRIMERDATA=====
470 LPRINT:LPRINT "          MÆRKEDATA FOR ASYNKRONMASKINE VED 50 HZ"
480 LPRINT "          ";PELM;"kW, ";IM;"A., ";POLT;"POLER, ";UYM;"VOLT"
490 LPRINT
500 LPRINT"          ÆKVIVALENTDIAGRAMMETS DATA VED 50 HZ":LPRINT
510 LPRINT TAB(12) "R1          R2          X1          X2          RM          XM          PG
520 LPRINT TAB(10) USING "#.###";R1;:LPRINT TAB(18) USING "#.###";R2;
530 LPRINT TAB(26) USING "#.###";X1;:LPRINT TAB(34) USING "#.###";X2;
540 LPRINT TAB(42) USING "###.##";RM;:LPRINT TAB(50) USING "###.##";XM1;
550 LPRINT TAB(58) USING "#####";PG:LPRINT

```

```

560 LPRINT"          UDSKRIFTEN ER PROCENTER AF FØLGENDE MÆRKEDATA:
570 LPRINT "          ";D$;" MED EFFEKTEN";PELN;"kW OG STRØMMEN";IM;"AMPERE"
580 LPRINT "          VED FREKVENSEN";F;"HZ, BEREGNET VED SPENDINGEN ";UY;"VOLT"
590 LPRINT
600 LPRINT"      PEL%      S%      Q%      Il%  PK%  PCU%  PMEK%  M%  ";
610 LPRINT"      COSFI  ETA%      E%":LPRINT
620 REM=====BEREGNING AF STRØM MM SOM FUNKTION AF SLIP=====
630 X11 = X1*K1:X22=X2*K1:XMM=XM*K1:BB=0:CC=0:S$="0"
640 UF = UY/1.732: E = .95*UF :K0 = .6 *(90/PELM)^.3
650 N = .0001: Y = 0 :T1= .02:T = .2
660 IF K$ = "J" THEN S = -.01*N ELSE S = .01*N
670 R8 = R2/S
680 I2 = E/SQR(X22^2+(R8)^2):REM          ROTORSTRØM
690 FI2 = ATN(R8/X22):REM          FASEFORSKYDNING ROTOR
700 I2A = I2*SIN(FI2): I2R = I2*COS(FI2): I0A = E/RM
710 IF C$ = "J" THEN 730
720 I0R = E/XMM*(E/UF/.95)^2.5:GOTO 740
730 I0R = A*E/E1/K1 + B*(E/E1/K1)^C
740 I1A = I2A+I0A: I1R= I2R+I0R
750 U = SQR((E+I1A*R1+I1R*X11)^2+(I1A*X11-I1R*R1)^2)
760 GOTO 1490
770 REM =====BEREGNING AF MOMENT, EFFEKT OG TAB=====
780 T1 = .003 :S2=0
790 PFE = 3 * E^2/RM:REM          JERNTAB
800 I1 = SQR(I1A^2+I1R^2):REM          STATORSTRØM
810 P12 = 3*I2^2*R8:REM          LUFTSPALTEEFFEKT
820 PZ = .005*PELN*(I1/IM)^2:REM          TILLÆGSTAB
830 PCU1= 3*R1*I1^2:PCU2= 3*R2*I2^2:REM          KOBBERTAB
840 PEL = P12+PCU1+PZ+PFE:REM          ELEKTRISK EFFEKT
850 IF ABS(P12)<CC AND ABS(S)>BB THEN S$ = "1":GOTO 890
860 BB = ABS(S):CC = ABS(P12)
870 IF N < .01 THEN 890
880 GOTO 1560
890 K0 = K0*1.08:Y = Y+250:S$=1!:N=N+K0
900 PMEK= P12-PCU2-PG*(1-S)^2*K1^2:REM          MEKANISK EFFEKT
910 COSFI= PEL/UY/I1/1.732:REM          EFFEKTFAKTOR
920 Q = UY*1.732*I1*SQR(1-COSFI^2):REM          REAKTIV EFFEKT
930 REM =====PROCENTBEREGNING =====
940 PKPR = (PG+PFE)/PELN/10:REM          JERN-OG GNIDNINGSTAB
950 PMEKPR = PMEK/PELN/10:REM          MEKANISK EFFEKT
960 PCUPR = (PCU1+PCU2+PZ)/PELN/10:REM          KOBBER- OG TILLÆGSTAB
970 I1PR = I1/IM*100:REM          PRIMERSTRØM
980 PELPR = CINT(PEL/PELN/10):REM          ELEKTRISK EFFEKT
990 MPR = P12/PELN/10:REM          DREJNINGSMOMENT
1000 EPR = E/UF*100:REM          INDUCERET SPENDING
1010 QPR = Q/PELN/10:REM          REAKTIV EFFEKT
1020 IF K$ = "J" THEN ETA =100*PEL/PMEK ELSE ETA = 100*PMEK/PEL
1030 IF ETA<0 THEN ETA =0
1040 LPRINT TAB(4) USING "####";PELPR;
1050 LPRINT TAB(10) USING "##.##+";S*100;
1060 LPRINT TAB(18) USING "####.##";QPR;
1070 LPRINT TAB(24) USING "####.##";I1PR;
1080 LPRINT TAB(31) USING "##.##";PKPR;
1090 LPRINT TAB(36) USING "###.##";PCUPR;
1100 LPRINT TAB(41) USING "####.##";PMEKPR;

```

```

1110 LPRINT TAB(48) USING "###.##";MPR;
1120 LPRINT TAB(56) USING "###.##";COSFI;
1130 LPRINT TAB(63) USING "###.##";ETA;
1140 LPRINT TAB(68) USING "###.##";EPR
1150 IF S$ = "1" THEN GOTO 70
1160 S$ = 1!:T=T+.2:GOTO 660
1170 REM =====ITERATION AF FUNKTION FOR MAGNETISERINGSKURVE=====
1180 E1 = U7/1.732-X1*I7:E2 = U8/1.732-X1*I8
1190 E3 = U9/1.732-X1*I9
1200 FOR C = 1.1 TO 10 STEP .1
1210 D = (E2/E1)^C-E2/E1 :A = (I8*E2/E1-I7)/D
1220 B = (I8-I7*E2/E1)/D: I6 = A*E3/E1+B*(E3/E1)^C
1230 IF ABS(I9-I6) < .02*I9 THEN RETURN
1240 NEXT C
1250 CLS:PRINT:PRINT " FORKERTE DATA FOR MAGNETISERINGSKURVEN"
1260 PRINT:GOTO 80
1270 REM=====HJÆLPEUDTRYK=====
1280 CLS:PRINT:PRINT " DE GAMLE VÆRDIER VAR";V,W
1290 PRINT " TRYK DE NYE VÆRDIER ";:RETURN
1300 REM=====DATA FOR NORMMASKINER=====
1310 CLS:PRINT :PRINT
1320 INPUT " ANGIV DEN 6-POLEDE GENERATORS EFFEKT I kW";PELM
1330 UYM = 400: RN = UYM^2/(PELM*1000):L = LOG(PELM)
1340 IN = 1000*PELM/(UYM*1.732): F = 50:UY = 400:POLT = 6
1350 R1 = INT(1000*RN/(32*L-60)+.5)/1000
1360 R2 = CINT(1000*RN/(25+4*L))/1000
1370 X1 = CINT(1000*RN*F/50*.095)/1000
1380 X2 = CINT(1000*RN*F/50/(8+L))/1000
1390 RM = CINT(RN*(22.5+8*L)+.5)
1400 XM = CINT(100*RN*F/50*(.68+.38*L))/100
1410 U7=0:U8=0:U9=0:I7=0:I8=0:I9=0:CLS:PRINT
1420 IF PELM < 90 THEN 1430 ELSE 1440
1430 PG = INT(PELM*(5.6*L-13.2)):GOTO 1450
1440 PG = INT(PELM*(32.7-4.6*L))
1450 IF PELM < 15 THEN PRINT TAB(25) "FOR LILLE EFFEKT":PRINT:GOTO 80
1460 IF PELM > 160 THEN PRINT TAB(25) "FOR STOR EFFEKT":PRINT:GOTO 80
1470 GOTO 70
1480 REM=====ITERATION AF E=====
1490 K5 = ABS(U-UF)/UF:T1 = .002+K5/4
1500 IF K5 < .0025 THEN 780
1510 IF U < UF THEN 1520 ELSE 1540
1520 IF G$ = 1! THEN T1 = .5*T1
1530 G$ = 0!:E=E*(1+T1):GOTO 680
1540 G$ = 1!:E=E*(1-T1):GOTO 680
1550 REM=====ITERATION AF EFFEKT=====
1560 K3 = ABS(PEL/PELN):K4 = ABS(K3-Y)
1570 IF K4 < 4 THEN GOTO 890
1580 IF K3 > Y THEN 1610 ELSE 1590
1590 IF S$=0! THEN T = .5*T
1600 S$ = 1!: N = N+T:GOTO 660
1610 IF S$ = 1! THEN T = .5*T
1620 S$ = 0!: N = N-T:GOTO 660

```

MÆRKEDATA FOR ASYNKRONMASKINE VED 50 HZ
90 kW, 152 A., 6 POLER, 400 VOLT

EKVIVALENTDIAGRAMMETS DATA VED 50 HZ

R1	R2	X1	X2	RM	XM	PG
0.021	0.039	0.174	0.145	104.0	0.00	1300

UDSKRIFTEN ER PROCENTER AF FØLGENDE MÆRKEDATA:
GENERATOR MED EFFEKTEN 90 kW OG STRØMMEN 152 AMPERE
VED FREKVENSEN 50 HZ, BEREGNET VED SPENDINGEN 400 VOLT

PEL%	S%	Q%	I1%	PK%	PCU%	PMEK%	M%	COSFI	ETA%	E%
2+	0.00-	43.3	37.1	3.0	0.2	1.4-	0.0-	0.04+	0.0	95.7
25-	0.65-	45.0	44.2	3.0	0.5	28.9-	27.2-	0.49-	87.8	95.9
50-	1.24-	48.9	59.6	3.0	1.2	54.0-	51.8-	0.71-	92.1	95.9
75-	1.86-	55.4	79.8	3.0	2.5	80.7-	77.7-	0.80-	93.1	95.9
100-	2.51-	64.9	102.0	3.0	4.3	107.5-	103.4-	0.84-	93.2	95.3
125-	3.20-	77.5	125.9	3.0	6.7	135.1-	129.4-	0.85-	92.8	94.7
150-	3.93-	92.9	150.6	3.0	9.8	162.6-	155.0-	0.85-	92.1	93.9
175-	4.75-	112.9	177.8	2.9	13.7	191.5-	181.3-	0.84-	91.2	92.8
200-	5.75-	139.9	208.4	2.9	19.0	221.8-	208.2-	0.82-	90.1	91.1
225-	6.95-	173.8	243.1	2.8	26.0	254.1-	236.1-	0.79-	88.6	89.1
250-	9.11-	236.3	294.0	2.7	38.2	291.2-	265.3-	0.73-	85.9	84.3
260-	11.90-	308.4	344.9	2.5	52.6	315.7-	280.5-	0.64-	82.4	78.6

MÆRKEDATA FOR ASYNKRONMASKINE VED 50 HZ
90 kW, 152 A., 6 POLER, 400 VOLT

EKVIVALENTDIAGRAMMETS DATA VED 50 HZ

R1	R2	X1	X2	RM	XM	PG
0.021	0.039	0.174	0.145	104.0	0.00	1300

UDSKRIFTEN ER PROCENTER AF FØLGENDE MÆRKEDATA:
GENERATOR MED EFFEKTEN 90 kW OG STRØMMEN 152 AMPERE
VED FREKVENSEN 50 HZ, BEREGNET VED SPENDINGEN 450 VOLT

PEL%	S%	Q%	I1%	PK%	PCU%	PMEK%	M%	COSFI	ETA%	E%
2+	0.00-	60.2	45.8	3.4	0.3	1.4-	0.0-	0.04+	0.0	95.1
25-	0.52-	61.9	50.8	3.4	0.6	29.1-	27.5-	0.38-	86.3	95.4
50-	1.00-	65.1	62.3	3.4	1.2	54.5-	52.5-	0.61-	91.6	95.4
75-	1.48-	70.4	78.0	3.4	2.1	80.4-	77.7-	0.73-	93.0	95.4
100-	1.98-	77.7	96.1	3.4	3.5	106.8-	103.3-	0.79-	93.4	95.2
125-	2.50-	87.3	115.8	3.4	5.4	133.8-	129.1-	0.82-	93.4	94.9
150-	3.03-	98.7	136.3	3.4	7.7	160.9-	154.7-	0.84-	93.1	94.6
175-	3.61-	113.6	158.6	3.4	10.6	189.3-	181.2-	0.84-	92.6	93.9
200-	4.20-	130.1	181.0	3.3	14.0	217.1-	206.8-	0.84-	92.0	93.3
225-	4.92-	152.7	206.8	3.3	18.4	247.2-	234.1-	0.83-	91.2	92.2
250-	5.67-	177.8	233.1	3.2	23.6	277.0-	260.6-	0.81-	90.3	91.1
275-	6.62-	211.3	263.3	3.2	30.2	308.4-	287.7-	0.79-	89.1	89.3
300-	7.97-	260.5	301.8	3.1	39.9	343.1-	316.2-	0.75-	87.4	86.4
325-	10.27-	340.6	357.5	2.9	56.3	384.3-	346.9-	0.69-	84.5	81.8
328-	12.28-	402.3	394.1	2.7	68.6	399.3-	354.0-	0.63-	82.0	77.6

BILAG 7 Tab i kileremme mm ved togeneratordrift af vindmøller.

For vindmøller med to generatorer opstår der tab i transmissionen til den lille generator og i selve den lille generator, når den store generator arbejder. Disse tab må indgå i beregninger af økonomien i at have to generatorer. Denne rapport har til hensigt at få beregnet størrelsen af tabene.

B7.1 Tabene i kileremstransmissionen.

Grundlaget for beregningerne er GERBERT (1972). i Denne afhandling findes målinger af tabene i kileremme under kontrollerede forhold. De generelle forhold er følgende:

Der er i princip 3 forskellige slags tab: 1) gnidningstab mellem skive og rem, som er et momenttab, 2) sliptab som er tab i omdrejningstal og 3) hysteresetab i materialet. Her er hysteresetabene så små, at man ikke behøver at tage hensyn til dem. Gnidningstab og sliptab afhænger af remspændingen. Da gnidningstabene er momenttab, er tabene proportionale med hastigheden.

Sliptabene vil vi ikke beskæftige os med her, idet vi udelukkende beskæftiger os med de tab som opstår, når den lille generator drives ubelastet rundt. Momentbelastningen er da så lille, at vi vil se bort fra slippet, som er belastningsafhængigt og er nul når momentet er nul.

Til vurdering af den nødvendige remspænding benytter man "trækkoefficienten" LAMBDA. Spændingen i kileremmens drivende og returnerende side betegnes som F2 og F1. og LAMBDA defineres som:

$$\text{LAMBDA} = (F2 - F1) / (F2 + F1) \quad (\text{B7.1})$$

Når der er ikke er noget moment er F1 og F2 lige store og LAMBDA er nul. Når trækket er så stort, at den returnerende rempart er uden spænding bliver LAMBDA = 1. Imidlertid vil det medføre et meget stort slip, og man standser derfor ved værdier som kan være f eks 0.65. Den værdi man kan vælge uden at slippet bliver for stort (For stærk opvarmning af kileremmen) afhænger af friktionskoefficienten.

Den værdi man skal vælge for F1 = F2 i tomgang bestemmes entydigt af den største effekt som skal overføres og det LAMBDA som vælges.

B7.2 Måleresultaterne som udgangspunkt

Måleopstillingen skal ikke beskrives her. Tabel B7.1 viser resultatet. Det drejer sig om en kilerem type B. Den forbinder to lige store remskiver med diameter 200 mm. Spændingen i hver rem i tomgang var 200 Newton.

Rotationshastigheden var 50 r/min.

Endvidere viser figur B7.1 momenttabet som funktion af remspændingen i tomgang, for 3 forskellige diametre for remskiverne.

Table 10.2. Experimental results of the torque loss depending on the belt for one drive with two pulleys of equal size. Data: V-belt type B, $\mu = 0,34$, $k_1 = 27 \text{ N/mm}^2$, $c = 137000 \text{ N}$, $R = 100 \text{ mm}$, $\beta = 19^\circ$, $c_0 = 0,51$, rotational speed 50 r/min, and $F_2 + F_1 = 2F_0 = 400 \text{ N}$.

TABEL B7.1
(GERBERT, 1972)

Transmitted torque M Nm	Torque loss M_f Nm	Power loss factor $f = \frac{M_f}{M}$ 100 %	Traction coefficient $\lambda = \frac{F_2 - F_1}{F_2 + F_1}$
0	0,475		0
5,9	0,487	8,25	0,148
13,7	0,512	3,74	0,342
20,9	0,537	2,57	0,522
26,1	0,575	2,20	0,652
31,3	0,625	2,00	0,782
34,6	0,662	1,91	0,865
36,3	0,700	1,93	0,882
37,2	0,787	2,12	0,930
37,6	0,900	2,39	0,940

FIG B7.1
(GERBERT 1972)

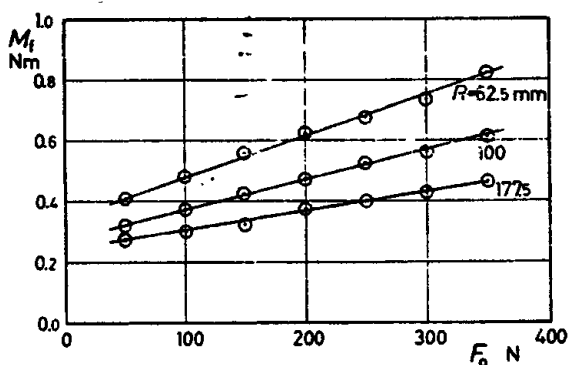


Fig. 10.16. Experimental results of the no-load torque loss M_f depending on the belt as a function of the pre-tension F_0 in a drive with two pulleys. Pitch radius R , belt type B, $\mu = 0,34$, and rotational speed 50 r/min.

B7.3 Beregning af et kileremtræk.

Vi beregner et remtræk til en 15 kW 6-polet generator med en remskive med diameter 200 mm. Den drives fra den store generator med en remskive på 300-320 mm.diameter.

Ifølge Roulunds katalog over kileremme, kan een B-rem med en remskive 200 mm og ved 1000 r/min og 180 graders anlægsvinkel overføre 5.27 kW.

Da anlægsvinklen er mindre end 180 grader, og den mekaniske effekt er 16 kW ved 1030 r/min, bør der tages 4 parallelle remme. Momentet pr rem bliver da:

$$M = 16000/4 * 60/(1030 * 2 * \pi) = 37.1 \text{ Nm}$$

Denne værdi ønskes ved et LAMBDA på 0.8. Dette bestemmer $F_1=F_2$ i tomgang til:

$$F_1 = F_2 = 371/0.8/2 = 231 \text{ Newton.}$$

(Roulund anbefaler mellem 200 og 300 N for en B-rem)

Går vi med denne værdi ind på figur B7.1, finder vi et tabsmoment pr remtræk på 0.5 Nm for den lille remskive og ca 0.4 Nm for den store. Vi tager middelværdien 0.45 Nm.

Når den store generator er i drift vil den lille generator køre med 50-60 procent overhastighed. Vi finder derfor effekten i de 4 remtræk til:

$$P = 4 * 0.45 * 1550 * 2 * \pi/60 = \text{ca } 300 \text{ watt.}$$

=====

eller ca. 2 procent af generatorens mærkeeffekt.

=====

Denne procentværdi kan reduceres lidt, men ikke væsentligt ved at vælge større remskiver. Den skønnes at kunne anvendes også for generatorer med anden mærkeeffekt.

B7.4 Generatortabene.

Tabene i generatoren består af gnidningstabene i lejerne og tabene i generatorens indre og ydre ventilator.

Her kan vi sætte lejetabene proportionale med omdrejningstallet og ventilatortabene proportionale med omdrejningstallet i tredje potens. Opdelingen i disse to grupper er imidlertid vanskelig.

Gnidnings- og ventilationstabene ved overhastighed kan imidlertid bestemmes ret godt ved en anden betragtning:

For normmotorer gælder, at den 4-polede og den 6-polede maskine har samme mekaniske udførelse, og for samme dimensioner har den sekspolede ca 2/3 af den 4-poledes mærkeeffekt.

Man kan derfor bestemme den 6-polede maskines gnidnings- og ventilationstab ved 50 % overhastighed ved at bruge tabene for en 4-polet maskine med 50% større mærkeeffekt.

På figur B7.2 er disse tab angivet (Oplysninger fra ASEA).

X-aksen angiver således en 6-polet maskines mærkeeffekt, og Y-aksen angiver denne maskines gnidnings- og ventilationstab ved 50% overhastighed.

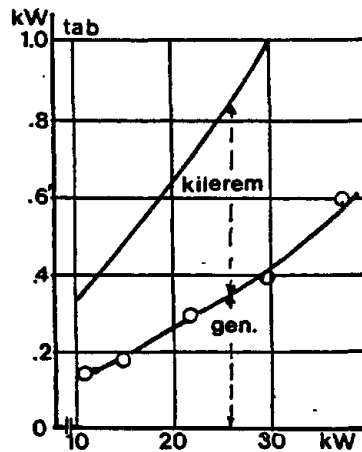
B7.5 Resultat.

Den øverste kurve angiver de samlede tab som fremkommer ved til underste kurve, at addere 2% af generatorens mærkeeffekt.

For de tre idag mest anvendte små generatorer bliver de samlede tab for kileremtræk og generator, når den store generator er indkoblet:

Generatorens mærkeeffekt:	11	15	22	kW
De samlede tab:	0.36	0.49	0.72	kW
=====				

FIG B7.2
Tab som funktion
af mærkeeffekt



B7.6 Indkoblingstiden for den store generator.

Det antal timer pr år, hvor den store generator gennemsnitlig er indkoblet, kan beregnes for de forskellige ruhedsklasser.

Fra (PETERSEN 1981 = Dansk Vindatlas)) findes følgende værdier for middelvindhastigheden v_m i 25 m højde som gennemsnit for alle vindretninger:

Ruhedsklasse	middelvindhastighed m/sek
0	7.7
1	6.4
2	5.7

Som anden parameter indgår den vindhastighed v_l hvor der omkobles fra den lille til den store generator, bestemt af effektkurven.

Der forudsættes Raleighfordeling af vindhastigheden (se Dansk Vindatlas s. 42), hvilket er tilstrækkeligt præcist til denne beregning.

Under disse forudsætninger, kan driftstiden i timer pr år for den store generator udtrykkes ved udtrykket:

$$T = 8760 * \text{EXP}(-(v_l * 0.886/v_m)^2)$$

Der tages her ikke hensyn til de korte tider, hvor vinden er så stærk, at møllen må stoppes. De beregnede værdier fremgår af følgende:

Ruhedsklasse	0	1	2
$v_l = 5.5$	5870	4900	4200
$v_l = 6$	5430	4380	3680
$v_l = 6.5$	5000	3940	3150

BILAG 8 Møllemomentet som funktion af w_m .

I dette bilag behandles der, hvorledes møllens moment ved fastholdt vindstyrke ændres ved en lille ændring af omdrejningstallet. Dette har betydning for spørgsmålet om møllens omdrejningstal kan fastholdes uanset vindstyrken.

Momentet M_g er møllemomentet omregnet til generatorakslen.

Vi beregner størrelsen dM_g/dw_m ved fastholdt vindstyrke, og størrelsen beregnes ved generatorens mærkevinkelhastighed w_m .

Som udgangspunkt har vi møllens effektkurve $P(v)$ altså mølleeffekten som funktion af vindhastigheden ved mærkeomdrejningstallet. Denne funktion vil normalt være kendt.

Vi indfører en ny størrelse C_v som ligesom C_p er en effekt-koefficient, men tager hensyn til gearkassens og generatorens tab og er lig med C_p multipliceret med den samlede virkningsgrad af gearkasse og generator. Hvor vi her skal betragte differentielle ændringer af effekten, kan vi ligesom for C_p sætte C_v som en funktion af v/v_{tip} . (se side 7)

For en given mølle med given gearomsætningsforhold kan vi derfor betragte C_v som en funktion af v/w_m , hvor w_m er generatorens vinkelhastighed.

A er møllens bestrøgne areal i kvadrater. Vi definerer c som:

$$c = 0.5 * A * r_o$$

hvoraf følger:

$$P(v) = c * v^3 * C_v(v/w_m) : C_v = P(v)/(c * v^3) \quad (B8.1)$$

Heraf bestemmes, idet der er tale om partielle differentialkvotienter:

$$dC_v/dv = P'(v)/(c * v^3) - 3 * P(v)/(c * v^4) \quad (B8.2)$$

Vi har brug for dC_v/dw_m . Da vi betragter C_v som en funktion af v/w_m kan vi finde den udfra dC_v/dv :

$$dC_v/dw_m = -dC_v/dv * v/w_m \quad (B8.3)$$

M_g kan udtrykkes som:

$$M_g = c * v^3 * C_v/w_m \quad (B8.4)$$

og Momentændringen som funktion af w_m bliver:

$$dM_g/dw_m = c * v^3 * (dC_v/dw_m/w_m - C_v/w_m^2) \quad (B8.5)$$

Elimineres C_v , dC_v/dw_m , dC_v/v og c af ligning (8.1)- 8,5) findes dM_g/dw_m ved $w_m = w_M$ til:

$$dM_g/dw_m = 1/w_M^2 * (2 * P(v) - P'(v) * v) \quad (B8.6)$$

$dM_g/dw_m * w_M/M_g$ udtrykker den procentuelle ændring af M_g ved en procentuel ændring af w_m med w_M som udgangspunkt. Dette udtryk bliver:

$$\exp = dM_g/dw_m * w_M/M_g = 2 - P'(v) * v/P(v) \quad (B8.7)$$

Vi ser heraf: hvis effektkurven er vandret i stallområdet vil en procents ændring af w give 2% ændring af M . Hvis effektkurven er stigende, altså under stallområdet vil der blive tale om mindre end 2% ændring pr procent, til og med negativ værdi vil forekomme. Hvis effektkurven er aftagende i stallområdet bliver der tale om mere end 2% ændring pr procent ændring af w .

Fig B8.1 viser en effektkurve ifølge F. Rasmussen (1984).

Den er målt på en 55 kW Vestasmølle. På samme figur er indtegnet udtrykket \exp beregnet af udtrykket (B8.7). Heraf ser vi:

I praksis må vi være forberedt på at momentet kan vokse med 4de potens af omdrejningstallet.

Dette har interesse, for projekter, hvor det planlægges at prøve andre former for generatorer end nettilsluttede kortslutnings-asynkrongeneratorer.

Det kunne være fristende at tilstræbe en generatorkarakteristik med mere stigende omdrejningstal med momentet for hele tiden at komme til at ligge i nærheden af C_v -kurvens maksimum.

Ovenstående resultater viser, at dette ikke kan kombineres med stallregulering, som altså kræver, at omdrejningstallet holdes særdeles konstant ved belastningsvariationer.

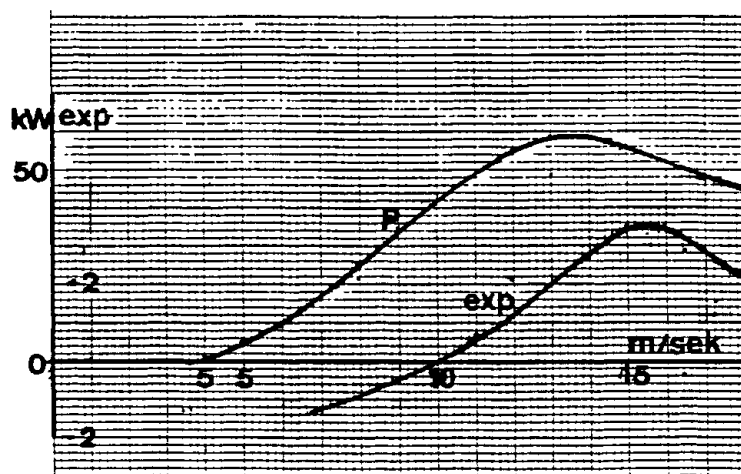


FIG. B8.1
Effektkurve for 55
kW mølle, samt \exp
som funktion af
vindhastigheden.

Title and author(s) VINDMØLLEGENERATORER Ulrik Krabbe	Date Februar 1986
	Department or group The Test Station for Windmills
	Groups own registration number(s)
	Project/contract no.
Pages 123 Tables 70 Illustrations References	ISBN 87-550-1205-1

Abstract (Max. 2000 char.)

The basic subjects of the present book are:

- 1) The theory of the asynchronous generator.
- 2) Calculations of performance of the asynchronous generator including a computer-programme for calculation of the torque, the losses, and the reactive power.
- 3) Control of grid-connected asynchronous generators.
- 4) Control of power, voltage and/or frequency of capacitor-excited asynchronous generators.
- 5) Analysis of battery-chargers fed from windmill-driven synchronous generators with permanent magnet excitation.

Descriptors -EDB:

BATTERY CHARGING; CONTROL; EFFICIENCY; ELECTRIC GENERATORS;
PERFORMANCE; WIND POWER PLANTS; WIND TURBINES

**Rekvireres fra
Risø Bibliotek,
Forsøgsanlæg Risø, postboks 49,
4000 Roskilde.
Telefon (02) 37 12 12, lokal 2262
Telex 43116**

**ISBN 87-550-1205-1
ISSN 0418-6435**